

Dielektrische Elastomer-Stapelaktoren mit gelochten Elektroden für strukturdynamische Anwendungen

Vom Fachbereich Maschinenbau
an der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte

D I S S E R T A T I O N

vorgelegt von
Dipl.-Ing. William Kaal
aus Marburg

Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz
Mitberichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. Edgar Dörsam
Tag der Einreichung:	25.02.2014
Tag der mündlichen Prüfung:	03.06.2014

Darmstadt 2014

D17

Danksagungen

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF in Darmstadt.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Tobias Melz für die Betreuung und Begleitung der Arbeit und seine Begeisterung für das Thema. Herrn Prof. Dr.-Ing. Edgar Dörsam danke ich für das meiner Arbeit entgegengebrachte tiefe Interesse, die Übernahme des Koreferats und die konstruktive Korrektur.

Weiterhin möchte ich Dr.-Ing. Sven Herold für die enge Zusammenarbeit und die vielen anregenden fachlichen Diskussionen danken, die die Arbeit maßgeblich vorangetrieben haben. Meine Kollegen aus dem Bereich Adaptronik haben stets für ein angenehmes und kreatives Arbeitsklima gesorgt. Ihnen danke ich für das kollegiale Miteinander und viele Hilfestellungen bei praktischen Fragen.

Meiner Familie und meiner lieben Frau Hanna danke ich für ihre konstante Unterstützung, Ermutigung und liebevolle Geduld.

„Gott ist mein Heil, ich bin voller Vertrauen und fürchte mich nicht. Denn der Herr ist meine Stärke und mein Loblied, er ist mir zur Rettung geworden.“

Die Bibel in Jesaja 12

Kurzfassung

Dielektrische Elastomere versprechen als neuartige Wandlerwerkstoffe aufgrund ihrer geringen Dichte, ihrer hohen Flexibilität, ihrem großem Deformationsvermögen und ihrer kostengünstigen Verfügbarkeit innovative Lösungen den unterschiedlichsten Anwendungsgebieten.

Für aktive Systeme in der Strukturodynamik sind jedoch die konventionellen Konzepte für Elastomer-Stapelaktoren mit flexiblen Elektroden nachteilig, da diese bei der Anbindung an mechanisch dehnstarre Systeme erhebliche Verluste hervorrufen und aufgrund der niedrigen elektrischen Leitfähigkeit eine geringe Dynamik aufweisen.

In dieser Arbeit wird daher ein neues, patentiertes Konzept für Elastomer-Stapelaktoren präsentiert, das auf metallischen, dehnstarken Elektroden basiert, die eine mikroskopisch feine Lochstruktur aufweisen. Sie gestattet dem Elastomer eine lokale Deformation aufgrund der kompressiblen Luft in den Löchern. Damit stellt sich trotz der Volumenkonstanz des Elastomermaterials eine makroskopische Kompressibilität mit gleichbleibender Querschnittsfläche des Stapelaktors ein.

Die für die Dimensionierung und Optimierung dieser Aktoren notwendigen Methoden werden anhand von verschiedenen numerischen Berechnungsmodellen konsequent entwickelt und diskutiert. Sie bieten dem Anwender neue Auslegungswerkzeuge und leisten damit einen wesentlichen Beitrag zur maßgeschneiderten Entwicklung von dynamischen Aktoren auf Elastomerbasis.

Aufbauend auf den numerischen Ergebnissen wird ein Aktor entworfen und als Funktionsdemonstrator aufgebaut. Er besteht aus galvanogeformten Nickelelektroden, die im Stapelverbund durch Elastomerschichten aus Naturkautschuk getrennt sind. Die anschließend durchgeführten experimentellen Untersuchungen zeigen, wie ein solcher Aktor mechanisch, elektrisch und elektromechanisch charakterisiert und für den Einsatz in mechatronischen Systemsimulationen modelliert werden kann.

Abschließend wird anhand zweier Anwendungen aus dem Bereich der Strukturodynamik die Einsatz- und Leistungsfähigkeit des Aktorkonzepts demonstriert. Einerseits wird der Funktionsdemonstrator zum Aufbau eines adaptiven Tilgers verwendet, andererseits als Inertialmassenaktor zur Schwingungsreduktion einer Leichtbaustruktur eingesetzt. Dabei wird die Erweiterung des Funktionsumfangs gegenüber rein passiven Elastomerkomponenten deutlich und die erfolgreiche strukturkonforme Integration aktorischer Funktionen in lasttragenden Komponenten gezeigt. Die gute Übereinstimmung der experimentellen und numerischen Ergebnisse bestätigt zudem die Gültigkeit und Anwendungsfähigkeit der zuvor vorgestellten Modellierungsstrategie und erlaubt zukünftig die Vorabbeurteilung anderer möglicher Einsatzgebiete des entwickelten Aktors.

Abstract

Dielectric elastomers promise innovative solutions various fields of application due to their low density, high flexibility, large deformation potential and low-cost availability.

However, conventional concepts for elastomer stack actuators with flexible electrodes are disadvantageous for active systems in structural dynamics, since the electrodes lead to significant losses when attached to mechanical rigid structures and show a poor dynamic due to their low electrical conductivity.

Within this thesis a new, patented concept for elastomer stack actuators is presented which is based on metallic, rigid electrodes, composing a microscopic hole pattern. It allows the elastomer to deform locally due to the compressible air in the cavities. Thus a macroscopic compressibility and a constant cross sectional area in spite of the incompressibility of the elastomer material is achieved.

The methods necessary for the dimensioning and optimization for such actuators are developed and discussed using numerical models. They equip the user with a novel design tool and thus make a significant contribution to the tailored development of dynamic actuators on the basis of dielectric elastomers.

Based on the numerical results an actuator is designed and built as functional demonstrator. It consists of perforated nickel electrodes manufactured in a galvanic forming process and separated in the stack structure by elastomer layers made of natural rubber. The subsequent experimental investigations show how such an actuator can be characterized mechanically, electrically and electromechanically and how a numerical model for usage in mechatronic system simulations can be derived.

Finally the applicability and effectiveness of the actuator concept is demonstrated by two applications from the field of structural dynamics. On the one hand the functional demonstrator is used to build an adaptive vibration absorber; on the other hand it is used to realize an inertial mass actuator for the active vibration control of a lightweight structure. In doing so the expansion of the functional range compared to purely passive elastomer components is made clear and the successful integration of actuatoric functionalities into load-bearing components shown. The good agreement of experimental and numerical results furthermore confirm the validity and applicability of the modelling strategy shown before and permit the pre-evaluation of other potential areas of application of this actuator in the future.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Inhaltsverzeichnis	iii
Symbolverzeichnis	vii
1 Einleitung und Motivation	1
1.1 Multifunktionale Wandlerwerkstoffe für die aktive Schwingungsbeeinflussung . .	1
1.2 Forschungsfeld Dielektrische Elastomere	2
1.3 Motivation und Zielsetzung der Arbeit	3
1.4 Gliederung der Arbeit	5
2 Wissenschaftliche Grundlagen und Stand der Technik	7
2.1 Einordnung Dielektrischer Elastomere	7
2.2 Funktionsprinzip und Grundgleichungen	8
2.2.1 Elektromechanisches Verhalten	8
2.2.2 Elektrisches Verhalten	10
2.3 Bauformen, Materialien und Anwendungen	13
2.3.1 Queraktoren	14
2.3.2 Längsaktoren	15
2.3.3 Elastomermaterialien	18
2.3.4 Elektrodenmaterialien	21
2.3.5 Anwendungen	23
2.4 Nichtlineares Verhalten von DE-Aktoren	24
2.4.1 Maxwell-Effekt und geometrische Nichtlinearität	24
2.4.2 Nichtlineares Materialverhalten	26
2.4.3 Quantifizierung und Kompensation der Nichtlinearität	31
2.5 Finite-Elemente-Methode zur Berechnung von DE-Aktoren	37
2.5.1 Mechanische Entsprechung des Maxwell-Drucks	38
2.5.2 Modellierungsannahmen	39

3	Konzept des DE-Stapelaktors mit gelochten Elektroden	41
3.1	Leistungsverlust konventioneller DE-Aktoren bei dehnstarrer Anbindung	41
3.1.1	Einfluss der Dehnungsbehinderung auf das Verformungsverhalten	42
3.1.2	Verkleinerte, dehnstarre Anbindung	44
3.1.3	Passive Ausgleichsschichten	45
3.2	Funktionsweise des DE-Stapelaktors mit gelochten Elektroden	48
3.3	Verschiedene Konfigurationsmöglichkeiten	50
4	Numerische Untersuchungen an DE-Stapelaktoren mit gelochten Elektroden	53
4.1	Mechanisches 2D-Modell eines DEAPs	53
4.1.1	Ableiten eines vereinfachten Modells	53
4.1.2	Berücksichtigung des nichtlinearen Materialgesetzes	58
4.1.3	Modellierung der Lochgeometrie	58
4.1.4	Berücksichtigung der Luft als kompressibles Medium	60
4.1.5	Berechnen der minimalen Elektrodendicke	63
4.1.6	Mechanische Vorspannung durch Montage unter Unterdruck	63
4.1.7	Einfluss der Elektrodenmasse	64
4.1.8	Berücksichtigung technologischer Grenzen	65
4.1.9	Abschätzen der elektrischen Modellparameter eines DEAPs	66
4.1.10	Ableiten der makroskopischen Aktorgrößen eines DEAPs	67
4.1.11	Abschätzen der ersten Resonanzfrequenz eines DEAPs	67
4.1.12	Abschätzen der Quersteifigkeit eines DEAPs	69
4.2	Elektromechanisches 3D-Modell eines DEAPs	71
4.2.1	Modellaufbau	71
4.2.2	Ergebnisse und Diskussion	73
4.2.3	Einfluss der Hyperelastizität	79
4.3	Elektromechanisches 3D-Modell eines DEAPs mit Elektrodenversatz	81
4.3.1	Modellaufbau	81
4.3.2	Ergebnisse und Diskussion	82
4.4	Experimentelle Validierung der Berechnungen	84
4.4.1	Steifigkeitsmessungen	85
4.4.2	Kapazitätsmessungen	87
4.4.3	Aktorische Messungen	88
4.4.4	Fazit der Messergebnisse	89
5	Aufbau, Charakterisierung und Modellierung eines Funktionsmusters	91
5.1	Konstruktion und Aufbau des DEAP-Funktionsmusters	91
5.1.1	Elastomermaterial	91

5.1.2	Gelochte Elektroden	93
5.1.3	Gehäuse	95
5.2	Ableiten eines nichtlinearen Simulationsmodells	96
5.2.1	Implementierung des Modells	98
5.3	Experimentelle Charakterisierung	99
5.3.1	Mechanische Charakterisierung	99
5.3.2	Elektrische Charakterisierung	101
5.3.3	Elektromechanische Charakterisierung	105
5.3.4	Weiterführende Untersuchungen	106
5.4	Quantifizierung und Kompensation der Aktor-Nichtlinearität	109
5.5	Zuverlässigkeitsuntersuchungen	112
5.6	Fazit	113
6	Strukturdynamische Anwendungsbeispiele	115
6.1	Semi-aktive Schwingungsreduktion	115
6.1.1	Konzeptioneller Ansatz	115
6.1.2	Experimentelle Umsetzung	117
6.1.3	Numerische Umsetzung	117
6.1.4	Ergebnisse	118
6.2	Aktive Schwingungsreduktion	119
6.2.1	Konzeptioneller Ansatz	119
6.2.2	Experimentelle Umsetzung	120
6.2.3	Numerische Umsetzung	122
6.2.4	Ergebnisse und Fazit	123
7	Zusammenfassung und Ausblick	125
7.1	Zusammenfassung der Ergebnisse	125
7.2	Ausblick auf zukünftige Forschungsschwerpunkte	127
	Literaturverzeichnis	130
	Anhang	140
	A Messungen an Silikonfolien von Wacker	141
	B Bestimmung des Parallelwiderstands eines DE-Aktors	145
	Lebenslauf	xvii
	Selbstständigkeitserklärung	xviii

Symbolverzeichnis

Variablen – Lateinische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
A	m^2	Fläche
A_{Ez}	m^2	Querschnittsfläche einer Elementarzelle
A_{ges}	m^2	Querschnittsfläche eines DE-Stapelaktors
A_i	-	Fourierkoeffizienten
a	m	Lochabstand im Elektroden-Lochmuster
a	m/s^2	Beschleunigung
B	H	magnetische Feldstärke
b	m	Elektrodenbreite
b	m	Stegbreite im Elektroden-Lochmuster
\mathbf{C}	F	Koeffizientenmatrix der Permittivität
C	F	elektrische Kapazität
C_{Ez}	F	Kapazität einer Elementarzelle
$C_{\text{Ez,max}}$	F	Kapazität einer Elementarzelle bei vollflächigen Elektroden
$C_{\text{Ez,maxV/minV}}$	F	Kapazität einer Elementarzelle bei maximalem / minimalem Elektrodenversatz
C_{ges}	F	Kapazität eines DE-Stapelaktors
C_i	m	Auslenkungskoeffizienten
$C_{10/01}$	Pa	MOONEY-RIVLIN-Materialkonstanten
D	-	Dämpfungsgrad
D_{k}	-	Klirrdämpfungsmaß
d	kg/s	Dämpfungskonstante
d	m	Lochdurchmesser im Elektroden-Lochmuster
E	V/m	elektrische Feldstärke
$E_{x/y/z}$	V/m	elektrische Feldstärke in $x/y/z$ -Richtung
E_{max}	V/m	Durchbruchfeldstärke des Elastomers
$E_{\text{P/E}}$	N/m^2	Elastizitätsmodul des Elastomers / der Elektrode
E_{ges}	N/m^2	homogenisierter Elastizitätsmodul eines DE-Stapelaktors

Symbol	Einheit	Bedeutung
\mathbf{F}	N	mechanischer Lastvektor
\mathbf{F}^e	N	aus elektrostatischen Kräften resultierender Lastvektor
F	N	Kraft
F_{OG}	N	Kraft nach OGDEN-Modell
F_{NH}	N	Kraft nach NEO-HOOKE-Modell
F_{MR}	N	Kraft nach MOONEY-RIVLIN-Modell
F_{L}	N	durch Luftkompression erzeugte Rückstellkraft
$F_{\text{B,Ez}}$	N	Blockierkraft einer Elementarzelle
$F_{\text{B,ges}}$	N	Blockierkraft eines DE-Stapelaktors
$F_{\text{Zug,max}}$	N	maximale Zugkraft, die ein DE-Stapelaktor ertragen kann
f	Hz	Frequenz
f_0	Hz	Eigenfrequenz
$f_{\text{u,o}}$	Hz	untere/obere Eckfrequenz
G	1/kg	Übertragungsfunktion der mechanischen Struktur
G_{P}	Pa	Schubmodul des Elastomers
g	-	Regelverstärkung
h	m	Schichtdicke einer Elastomerschicht
h_{a}	m	Gesamthöhe der aktiven Schichten eines DE-Stapelaktors
h_{p}	m	Gesamthöhe der passiven Ausgleichsschichten
i	A	Strom
j	-	imaginäre Einheit
\mathbf{K}	N/m	Steifigkeitsmatrix
$k_{x/z}$	N/m	Steifigkeit in x/z -Richtung
$k_{x/z,\text{ges}}$	N/m	Gesamtsteifigkeit eines DE-Stapelaktors in x/z -Richtung
$k_{z,\text{P}}$	N/m	Steifigkeit einer Elastomerschicht in z -Richtung
$k_{z,\text{E}}$	N/m	Steifigkeit einer Elektrode in z -Richtung
k	-	Klirrfaktor
$k_{1,2}$	-	OGDEN-Parameter
L	H	Induktivität
l	m	äquivalenter Modellradius einer Elementarzelle
l	m	Elektrodenlänge
m	kg	Masse
m_{E}	kg	Masse einer Elektrode
N	-	Anzahl harmonischer Ordnungen
n	-	Anzahl der aktiven Schichten eines Stapelaktors
P	W	elektrische oder mechanische Leistung
P_{el}	W	elektrische Ansteuerleistung zum Betrieb eines DE-Aktors

Symbol	Einheit	Bedeutung
p_L	Pa	Luftdruck im Elektrodenloch
p	-	Proportionalitätsfaktor des fraktionalen Elements
\mathbf{Q}	C	elektrischer Lastvektor
q	C	elektrische Ladung
$R_{s/p}$	Ω	serieller/paralleler Widerstand
R_{Ez}	Ω	Parallelwiderstand einer Elementarzelle
$R_{Ez,min}$	Ω	Parallelwiderstand einer Elementarzelle bei vollflächigen Elektroden
$R_{Ez,maxV/minV}$	Ω	Parallelwiderstand einer Elementarzelle bei maximalem / minimalem Elektrodenversatz
R_K	Ω	Kontaktwiderstand
R_v	-	Regelgesetz für Beschleunigungsrückführung
R_a	-	Regelgesetz für Geschwindigkeitsrückführung
r	m	Radius
r_K	m	Kantenradius an Elektrodenlöchern
r_f	m	Radius der Anbindungsfläche
r_g	m	Radius der Aktorquerschnittsfläche
T	K	Temperatur
t	s	Zeit
t	m	Elektrodendicke
U_o	V	Gleichspannungsanteil
U_a	V	Spannungsamplitude
\mathbf{u}	m	Verschiebungsvektor
u	V	elektrische Spannung
u_A	V	am DE-Aktor anliegende elektrische Spannung
u	m	Verschiebung
V	m ³	Volumen
V	-	Vergrößerungsfunktion
v	m/s	Geschwindigkeit
v	V	elektrisches Potential
W	J	Arbeit
x	m	Auslenkung in x -Richtung (quer zur Richtung des elektrischen Feldes)
Z	Ω	elektrische Impedanz
z	m	Auslenkung in z -Richtung (in Richtung des elektrischen Feldes)
z_{ges}	m	Auslenkung eines DE-Stapelaktors in z -Richtung
$z_{ges,max}$	m	maximale Auslenkung eines DE-Stapelaktors in z -Richtung

Variablen – Griechische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
α	-	Längenänderung
α	-	fraktionaler Parameter
α	N/V ²	Proportionalitätsfaktor
α	°	Fasenwinkel
β	m/V ²	Proportionalitätsfaktor
γ	-	Seitenverhältnis
γ	-	Verzerrung
δ	-	Verlustwinkel
ϵ	-	Dehnungsvektor
ϵ_r	-	relative Permittivität
ϵ_{ii}	-	Dehnung
ϵ_z	-	Dehnung in Dickenrichtung
$\epsilon_{z,0}$	-	Vordehnung in Dickenrichtung
κ	-	Isentropenexponent
λ	-	Höhenverhältnis
$\mu_{1,2}$	Pa	OGDEN-Parameter
ν	-	Querkontraktionszahl
η	-	Spannungsverhältnis
ϕ	-	Freiflächenverhältnis
φ	-	Phasenwinkel
ξ	-	Höhenverhältnis
τ	-	Dickenverhältnis
$\rho_{P/E}$	kg/m ³	Dichte des Elastomer-/Elektrodenmaterials
ρ_{ges}	kg/m ³	effektive Dichte des DE-Stapelaktors
$\rho_{el,P/E}$	Ωm	spezifischer Widerstand des Elastomer-/Elektrodenmaterials
$\sigma_{x/y/z}$	Pa	mechanische Spannung in $x/y/z$ -Richtung
σ_M	Pa	MAXWELL-Spannungstensor
σ_M	Pa	MAXWELL-Druck
ω	1/s	Kreisfrequenz
ω_0	1/s	Eigenkreisfrequenz
Ω	-	dimensionslose Kreisfrequenz
ϑ	-	Flächenverhältnis

Variablen – Griechische Buchstaben

Symbol	Einheit	Bedeutung
$\psi_{1,m}$	-	dimensionslose Nachgiebigkeit bei mechanischer Last
$\psi_{1,m,ges}$	-	dimensionslose Nachgiebigkeit bei mechanischer Last unter Berücksichtigung der Elektrodenstärke
$\psi_{1,m,L}$	-	dimensionslose Nachgiebigkeit bei mechanischer Last unter Berücksichtigung des Luftdrucks
$\psi_{1,m,maxV/minV}$	-	dimensionslose Nachgiebigkeit bei mechanischer Last bei maximalem / minimalem Elektrodenversatz
$\psi_{1,m,sym/asym}$	-	dimensionslose Nachgiebigkeit bei mechanischer Last bei symmetrischem / asymmetrischem Aufbau
$\psi_{1,e}$	-	dimensionslose Nachgiebigkeit bei elektrischer Last
$\psi_{1,e,maxV/minV}$	-	dimensionslose Nachgiebigkeit bei elektrischer Last bei maximalem / minimalem Elektrodenversatz
$\psi_{1,e,sym/asym}$	-	dimensionslose Nachgiebigkeit bei elektrischer Last bei symmetrischem / asymmetrischem Aufbau
$\psi_{2,m}$	-	dimensionsloses Arbeitspotential bei mechanischer Last
$\psi_{2,e}$	-	dimensionsloses Arbeitspotential bei elektrischer Last
Υ	-	dimensionslose elektrische Feldstärke

Konstanten

Symbol	Wert	Einheit	Bedeutung
ε_0	$8,854 \cdot 10^{-12}$	F/m	Dielektrizitätskonstante
μ_0	$4\pi \cdot 10^{-7}$	N/A ²	Permeabilitätskonstante
g	9,81	m/s ²	Erdbeschleunigung
p_0	1,013	bar	atmosphärischer Luftdruck

Abkürzungen

EAP	Elektroaktives Polymer (<i>electroactive polymer</i>)
DE	Dielektrisches Elastomer (<i>dielectric elastomer</i>)
DEAP	Dielektrischer Elastomer-Aktor mit perforierten Elektroden (<i>dielectric elastomer actuator with perforated electrodes</i>)
FE	Finite Elemente (<i>finite elements</i>)
AVC	Aktive Schwingungskontrolle (<i>active vibration control</i>)

Kapitel 1

Einleitung und Motivation

1.1 Multifunktionale Wandlerwerkstoffe für die aktive Schwingungsbeeinflussung

In allen Bereichen des Maschinenbaus treten Strukturschwingungen auf, die in der Regel unerwünscht sind und daher reduziert werden sollen. In vielen Fällen lassen sich mit rein passiven Ansätzen keine zufriedenstellenden Ergebnisse erzielen, da sie beispielsweise unverhältnismäßig schwer und daher nicht leichtbaukonform sind oder nur schmalbandig wirken. Mit aktiven Ansätzen dagegen lässt sich der Lösungsraum für die Schwingungsreduktion deutlich erweitern und es können effiziente und anpassungsfähige Lösungen gefunden werden. Die vorrangigen Ziele der aktiven Schwingungsminderung sind dabei die Reduktion der Bauteilbelastung und damit einhergehend die Erhöhung der Zuverlässigkeit und Lebensdauer, die Steigerung der Präzision und Effizienz von Maschinen und die Verbesserung des Komforts. In einigen Fällen lässt sich durch aktive Lösungen auch die Funktionalität der Maschinen erweitern, beispielsweise da akustische oder haptische Signale in die Struktur eingekoppelt werden können.

Um einen möglichst effizienten Struktureingriff zu ermöglichen, bieten sich *multifunktionale Wandlerwerkstoffe* an, die in die Struktur integriert sind und dort sowohl lasttragende als auch aktorische Funktionen übernehmen. Idealerweise besitzen sie darüber hinaus sensorische Eigenschaften, sodass sie den Anwender über den aktuellen Zustand der Struktur informieren können. Als multifunktionale Wandlerwerkstoffe für strukturdynamische Anwendungen haben sich in den letzten Jahren insbesondere *Piezokeramiken* etabliert. Sie zeichnen sich durch eine hohe Dynamik aus, können große Kräfte bei kleinen Wegen stellen und lassen sich mit moderaten elektrischen Spannungen ansteuern. Demgegenüber steht nachteilig ihr sprödes Verhalten, das häufig aufwändige Konstruktionen zum Schutz vor Fehlbelastungen bedingt und ihr hoher Preis. Außerdem ist der am weitesten verbreitet Typ von Piezokeramiken, Blei-Titanat-Zirkonat, aufgrund seines Bleigehalts als giftig und umweltschädlich eingestuft.

Seit einigen Jahren werden jedoch *Dielektrische Elastomere* (DE) als zukunftssträchtige Wandlerwerkstoffe diskutiert. Sie weisen sich durch extrem große Dehnungen und eher geringe Kräfte aus, die bei vergleichsweise hohen Ansteuerspannungen hervorgerufen werden. Auch wenn mit ihnen prinzipiell eine hohe Dynamik möglich ist, sind die meisten bisher fokussierten Anwendungen niederfrequent, was maßgeblich an den konstruktiv realisierten Aktorkonzepten liegt.

1.2 Forschungsfeld Dielektrische Elastomere

Die Idee, dass sich Materialien unter Einwirkung elektrischer Stimulation verformen, geht bereits auf Alessandro Volta zurück, der gegen Ende des 18. Jahrhunderts grundlegende Entdeckungen zur Elektrizität an Leidener Flaschen machte. Fast hundert Jahre später konnte Wilhelm Conrad Röntgen die Deformation von Gummi gezielt durch ein elektrisches Feld hervorrufen und vermessen. Seine Abhandlung „*Ueber die durch Electricität bewirkten Form- und Volumenänderung von dielektrischen Körpern*“ kann als erste wissenschaftliche Veröffentlichung zu dielektrischen Elastomeraktoren angesehen werden [1].

Aber erst durch die Arbeiten am *Stanford Research Institute (SRI)* in den 90er Jahren des 20. Jahrhunderts [2, 3] ist dieser Effekt bekannt gemacht und international im Hinblick auf technische Anwendungen diskutiert worden. Maßgebliche Motivation für diese Forschungstätigkeiten war das zunehmende Interesse an der Robotik und das Fehlen muskelähnlicher Aktoren in technischen Produkten. Gerade im Hinblick auf Greif- und Fortbewegungsmechanismen in Robotern schienen die leichten und flexiblen Elastomeraktoren vielversprechend. Zuerst waren mit beidseitig kontaktierten Silikonfolien Dehnungen bis zu 30% bei schnellen Ansprechzeiten beobachtbar. In einem wegweisenden und bis heute vielzitiertem Paper der Zeitschrift *Science* konnten Pelrine und Kornbluh dann erstmals Dehnungen von weit über 100% an Acrylfolien nachweisen [4]. Das verhalf der Technologie erstmals zu weltweiter Aufmerksamkeit. Die Bezeichnung „künstlicher Muskel“, die früh für Dielektrische Elastomere (DE) und andere Elektroaktiven Polymere (EAP) verwendet wurde, hat diese Funktionsmaterialien zudem über die Grenzen der Wissenschaft hinaus populär gemacht. So sorgte ein 2005 veranstalteter Wettkampf im Armdrücken zwischen künstlichen Muskeln und Menschen für internationales Aufsehen und weckte das Interesse vieler Wissenschaftler und Anwender an dieser Technologie.

Seit der Jahrtausendwende wurden die Forschungen zu DEs von verschiedenen Forschergruppen vorangetrieben, wobei maßgebliche Arbeiten in Dänemark (*Danmarks Tekniske Universitet* und *Danish Polymer Centre*), Italien (*Universtità di Pisa*), der Schweiz (*Eidgenössische Materialprüfanstalt*) und Deutschland (*Technische Universität Darmstadt*) durchgeführt wurden. In den folgenden Jahren ist das Interesse an diesen Funktionsmaterialien rapide gestiegen. Abbildung 1.1 zeigt exemplarisch eine statistische Literaturrecherche zu dielektrischen Elastomeren und gibt damit einen Eindruck von der Entwicklung dieses Forschungsgebietes in den letzten Jahren.

Heute existiert weltweit ein reges Interesse an DE-Aktoren, nicht nur von Wissenschaft und Forschung, sondern verstärkt auch von industrieller Seite. Einmal jährlich findet in San Diego eine SPIE-Konferenz ¹ statt, auf der die neusten Forschungsergebnisse ausgetauscht werden und über Anwendungsmöglichkeiten diskutiert wird. In den letzten Jahren hat sich zudem in Europa eine eigenständige Szene entwickelt. Das 2010 initialisierte Netzwerk *ESNAM (European Scientific Network for Artificial Muscles)* hat es sich zum Ziel gesetzt, den wissenschaftlichen und technologischen Fortschritt auf dem Gebiet muskelähnlicher Aktoren auf Polymerbasis besonders in Europa voranzutreiben. Es ist seit seiner Gründung stetig gewachsen und besteht zur Zeit² aus über 150 Mitgliedern aus 30 Ländern von führenden Forschungseinrichtungen

¹Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD)

²Stand Oktober 2012

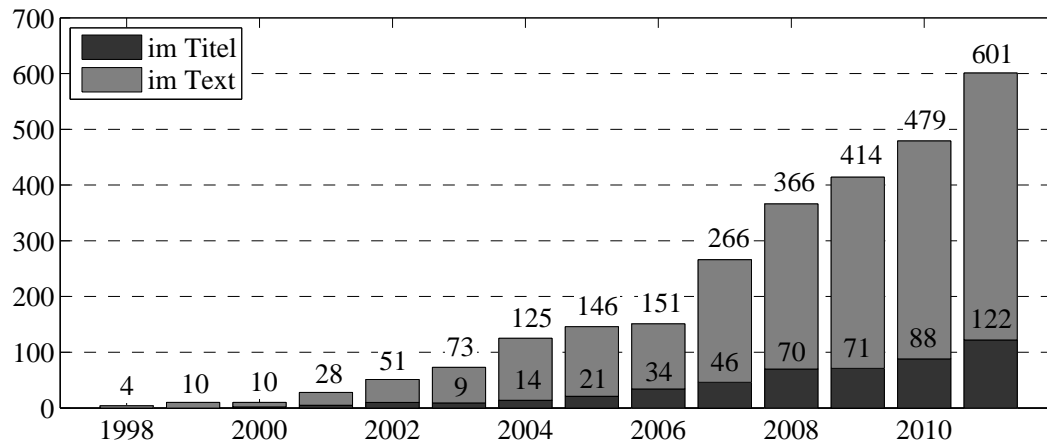


Abbildung 1.1: Literaturstudie zu dielektrischen Elastomeren: Anzahl der wissenschaftlichen Veröffentlichungen, die „dielectric elastomer“ bzw. „dielectric elastomers“ im Text oder im Titel enthalten (Stand: 11.10.2012, Recherche durchgeführt mit scholar.google)

und kleinen wie großen Industrieunternehmen. Im Rahmen der seit 2011 jährlich stattfindenden EuroEAP-Konferenz werden Forschungsergebnisse unter den Mitgliedern ausgetauscht und interessierten Dritten zur Verfügung gestellt. Im Dezember 2012 wurde zudem in London die *EuroEAP society* gegründet, welche noch intensiver die europäische Zusammenarbeit auf dem Gebiet der elektroaktiven Polymere fördern soll.

1.3 Motivation und Zielsetzung der Arbeit

Wie gezeigt haben DEs in den letzten Jahren für viel Aufmerksamkeit gesorgt und ein breites Interesse an dieser neuartigen Technologie hervorgerufen. Dabei hat das in Labordemonstratoren gezeigte extreme Dehnungsvermögen zwar große Hoffnungen geweckt, jedoch auch übertriebene Erwartungen geschürt. Die in der Praxis vorhandenen Schwierigkeiten im Umgang mit den notwendigen hohen Aktivierungsspannungen, die unzureichende Zuverlässigkeit der Aktoren und die kaum untersuchte Lebensdauer haben viele interessierte Anwender ernüchtert. Für strukturdynamische Applikationen stellen sich DE-Aktoren zudem aufgrund der begrenzten Dynamik und der konstruktiven Ineffizienz bisheriger Konzepte als uninteressant dar. Die wissenschaftliche Zielsetzung dieser Arbeit besteht darin, DE-Aktoren den Einzug in strukturdynamische Anwendungen zu ermöglichen. Die Entwicklungsschritte, die dazu notwendig sind, sind in Abbildung 1.2 schematisch gezeigt und sollen im Folgenden erläutert werden.

Zunächst muss ein *neues Konzept* für DE-Aktoren entwickelt werden, das den speziellen Anforderungen strukturdynamischer Anwendungen genügt. Die Aktoren müssen hierbei moderate Kräfte erzeugen können und gleichzeitig große Dehnungen hervorrufen, wobei jedoch extrem große Dehnungen von weit über 100% in diesem Fall weder zielführend noch notwendig sind. Vielmehr muss das Konzept eine hohe Dynamik der Aktoren garantieren und dazu gewährleisten, dass sich die Aktoren lasttragend und verlustfrei in mechanische Strukturen integrieren lassen. Darüber hinaus muss es zuverlässige, berechenbare und kostengünstige Aktorvarianten ermöglichen.

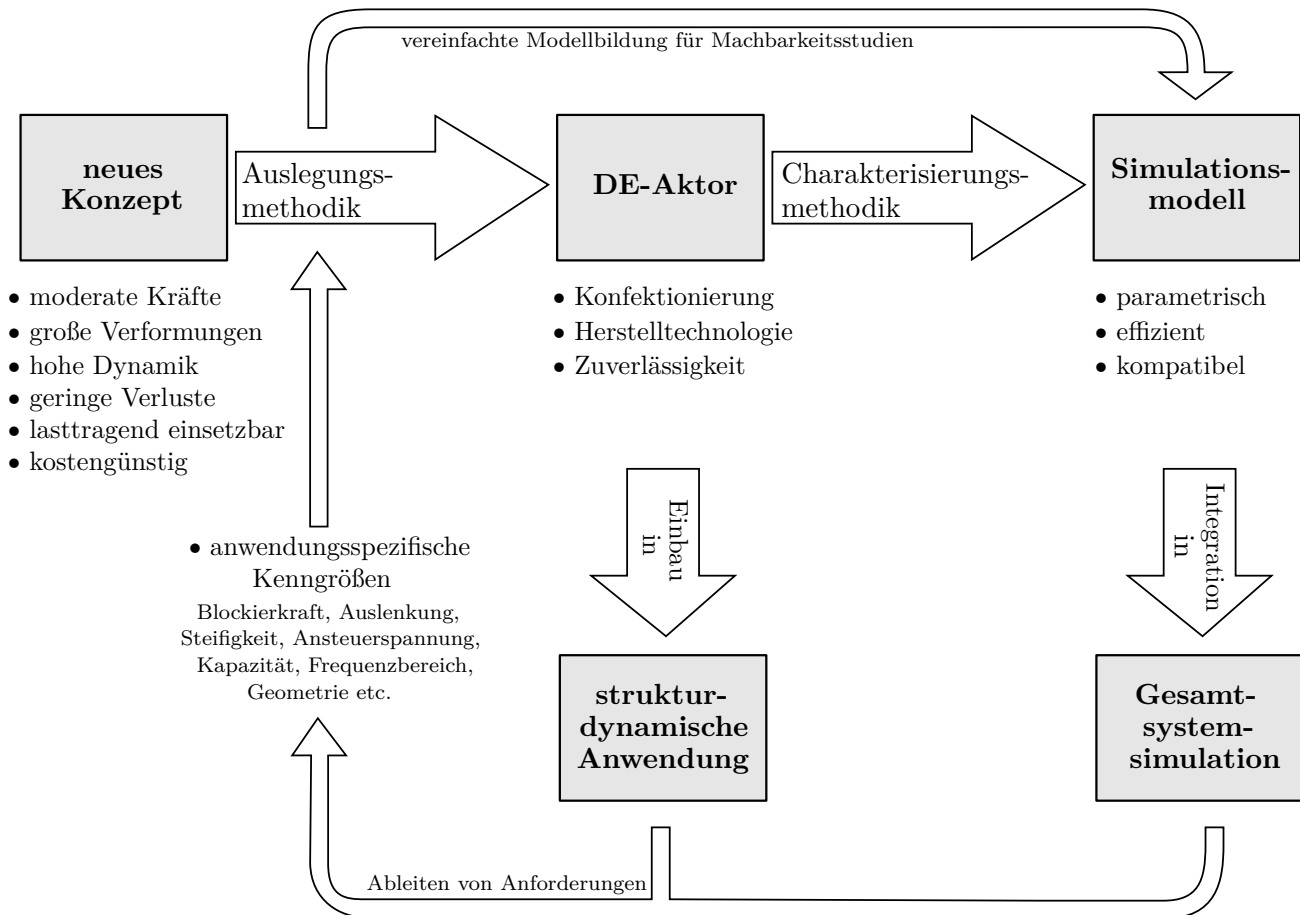


Abbildung 1.2: Notwendige Entwicklungsschritte für den Einsatz von DE-Aktoren in der aktiven Strukturdynamik

Um aufbauend auf diesem Konzept reale Aktoren abzuleiten, die den konkreten Anforderungen in Form anwendungsspezifischer Kenngrößen genügen, wird zudem eine neue *Auslegungsmethodik* benötigt. Mit ihrer Hilfe muss bei gegebenen Randbedingungen (z.B. Materialauswahl, Geometrie, Elektronik) eine Dimensionierung und Optimierung der Aktoren möglich sein.

Um den Aktor dann zu realisieren muss eine entsprechende Herstelltechnologie entwickelt werden, der Aktor muss eine möglichst praktikable Konfektionierung aufweisen und idealerweise seine Zuverlässigkeit nachgewiesen werden können.

Da aktive strukturdynamische Systeme parallel immer auch auf der Simulationsebene entwickelt werden, muss darüber hinaus ein *Simulationsmodell* des Aktors existieren, das eine schnelle, realistische Simulation des Gesamtsystems ermöglicht. Dazu sollte das Simulationsmodell auf einer effizienten Formulierung mit parametrischer Beschreibungsweise basieren und kompatibel zu bestehenden Modellierungskonzepten aktiver strukturdynamischer Systeme sein.

Um das Simulationsmodell mit realistischen Daten zu befüllen, muss es eine *Charakterisierungsmethodik* geben, die die Gewinnung von parametrischen Datensätzen aus wenigen Versuchen am fertigen Aktor erlaubt. Für Machbarkeitsstudien können diese Daten zwar auch im Vorfeld mit Hilfe der Auslegungsmethodik abgeschätzt werden, für möglichst realitätsnahe Simulationen, zum Beispiel zur Reglerentwicklung, sollten die Daten aber auf dem realen Aktor basieren.

1.4 Gliederung der Arbeit

Zunächst wird in Kapitel 2 das Funktionsprinzip von DE-Aktoren erklärt und der Stand der Technik bezüglich der verschiedenen Materialien, Bauformen und Anwendungen vorgestellt. Außerdem wird ihre besondere nichtlineare Charakteristik und die daraus resultierende Auswirkung auf dynamische Anwendungen diskutiert. Der restliche Teil der Arbeit orientiert sich strukturell ebenfalls an Abbildung 1.2. In Kapitel 3 wird dann im ersten Teil das konventionelle Designkonzept von DE-Stapelaktoren mit flexiblen Elektroden numerisch analysiert und die Notwendigkeit für ein *neues Konzept* für DE-Aktoren für Anwendungen in der Strukturdynamik herausgestellt. Das neue Konzept mit starren, gelochten Elektroden wird dann im zweiten Teil des Kapitels vorgestellt, seine Vorteile und Besonderheiten dargelegt und seine verschiedenen Konfigurationen diskutiert. Dieses Konzept wird anschließend in Kapitel 4 numerisch analysiert und dabei eine allgemeingültige *Auslegungsmethodik* entwickelt, nach denen der Konstrukteur je nach Anforderungen und Randbedingungen gezielt einen DE-Aktor dimensionieren und optimieren kann.

Das Designkonzept wird anschließend in Kapitel 5 in einem Funktionsmuster umgesetzt und dieses charakterisiert. Dabei wird eine experimentelle *Charakterisierungsmethodik* vorgestellt, welche die Erstellung eines nichtlinearen, parametrischen *Simulationsmodells* ermöglicht, das kompatibel zu einer etablierten Modellierungsweise aktiver Systeme ist.

In zwei exemplarischen Anwendungsszenarien wird dann in Kapitel 6 die grundsätzliche Eignung des neuen Konzepts für strukturdynamische Applikationen demonstriert, wobei das Funktionsmuster sowohl in der Anwendung eingebaut und die Funktion experimentell überprüft wird als auch parallel dazu das Simulationsmodell in das entsprechende Gesamtsystem integriert und numerisch untersucht wird. Ein Vergleich der Ergebnisse bestätigt jeweils die Gültigkeit des Simulationsmodells.

Die Arbeit endet in Kapitel 7 mit einer Zusammenfassung der wissenschaftlichen Inhalte und einem Ausblick über mögliche Einsatzgebiete des neuen Aktorkonzeptes und die notwendigen weiteren Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet.

Kapitel 2

Wissenschaftliche Grundlagen und Stand der Technik

In diesem Kapitel werden Dielektrische Elastomere zunächst als Funktionsmaterialien klassifiziert und ihre charakteristischen Eigenschaften vorgestellt. Ihr grundsätzliches Funktionsprinzip wird anschließend anhand der elementaren analytischen Zusammenhänge erklärt und der Stand der Technik hinsichtlich der in der Literatur vorgestellten Bauformen, der verwendeten Elastomer- und Elektrodenmaterialien und möglicher Applikationen dargestellt. Weiterhin wird speziell auf die für DE-Aktoren typischen Nichtlinearitäten eingegangen und zwei grundsätzliche Ansätze zu deren Kompensation für dynamische Anwendungen aufgezeigt. Abschließend wird die grundlegende Herangehensweise zur Modellierung von DE-Aktoren mit Finiten Elementen dargestellt.

2.1 Einordnung Dielektrischer Elastomere

Dielektrische Elastomere (DEs) sind Funktionsmaterialien mit elektromechanischen Kopplungseigenschaften und gehören zur Klasse der *Elektroaktiven Polymere* (EAPs). Als EAPs werden alle leichten und flexiblen Materialien bezeichnet, die auf eine elektrische Stimulation mit Änderung ihrer geometrischen Form antworten. Grundsätzlich kann man elektroaktive Polymere nach Bar-Cohen in zwei Klassen einteilen, die ionischen und die elektrischen EAPs [1].

Die Aktuation von *ionischen EAPs* beruht auf der Diffusion von Ionen, die durch eine verhältnismäßig geringe Steuerspannung hervorgerufen wird (typischerweise $<10\text{ V}$). Die Gestaltänderung ist aufgrund der langsamen Ionenwanderung im Frequenzbereich beschränkt, maximal nutzbare Frequenzen liegen bei ca. 1 Hz [5]. Ionische EAPs sind hinsichtlich ihres Einsatzes in maschinenbaulichen Applikationen kaum anwendungsreif und für höherfrequente Anwendungen in der Strukturdynamik prinzipbedingt ungeeignet.

Elektrische EAPs erzeugen eine aktorische Wirkung aufgrund von Coulomb-Kräften, die durch ein elektrisches Feld hervorgerufen werden. Sie benötigen hohe Feldstärken (mehrere 10 bis 100 MV/m), zeichnen sich durch schnelle Ansprechzeiten aus und können Deformationen von weit über 100% erzeugen. Wichtige Vertreter dieser Klasse sind neben piezoelektrischen und elektrostriktiven Polymeren die *dielektrischen Elastomere* (DEs). Sie erlauben den Aufbau

von Festkörperaktoren, die (im Gegensatz zu Aktoren aus piezokeramischen oder magnetostriktiven Wandlerwerkstoffen) große Deformationen bei moderaten Kräften erzeugen können. Hinsichtlich Kraftentwicklung und Verformungsvermögen ähneln einige dieser Materialien dem menschlichen Muskel, weswegen sie häufig auch als *künstliche Muskeln* (*artificial muscles*) bezeichnet werden. Gerade die Nähe zum biologischen Muskel hat diese Materialien sehr populär gemacht. Tatsächlich sind einige Vergleiche zu biologischen Muskeln faszinierend: Hinsichtlich Dehnfähigkeit (20–40%), mechanischer Spannung (100–350 kPa), Energiedichte (8–40 kJ/m³) und Dichte (1000 kg/m³) liegen unsere Muskeln im gleichen Bereich wie etliche DE-Aktoren [6]. Während Muskeln jedoch mit Steuerspannungen unter 1 V auskommen, müssen DE-Aktoren mit Spannungen oft weit über 1 kV betrieben werden, was ein entscheidender Nachteil ist. Auch die Lebensdauer eines menschlichen Herzens, des aktivsten Muskels unseres Körpers, übersteigt mit weit über 10⁹ Lastzyklen bisher die Leistungsfähigkeit der technischen Imitate.

Da DEs nicht nur aktorisch, sondern auch sensorisch und generatorisch genutzt werden können [7], werden entsprechende Komponenten allgemein auch als *Wandler* bezeichnet, da sie elektrische in mechanische Energie bzw. Signale und umgekehrt wandeln können. Als bidirektionale Wandlerysteme ermöglichen sie die Realisierung verschiedenartiger aktiver und adaptronischer Systeme. Ihr Einsatzgebiet reicht von Anwendungen in der Robotik, der aktiven Schwingungsdämpfung und des Energy Harvesting bis hin zu haptischen und akustischen Applikationen [8].

2.2 Funktionsprinzip und Grundgleichungen

2.2.1 Elektromechanisches Verhalten

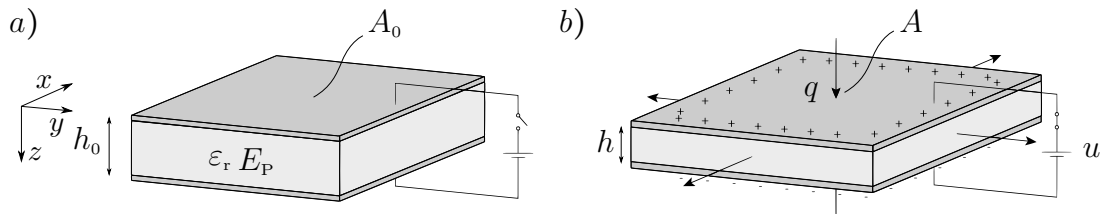


Abbildung 2.1: Funktionsprinzip dielektrischer Elastomere: a) Ausgangszustand, b) bei anliegender Spannung u

Im Allgemeinen besteht ein DE-Wandler aus einer dünner Elastomerfolie, die beidseitig mit einer dehnfähigen Elektrode versehen ist und auf diese Weise einen flexiblen Kondensator bildet (Abbildung 2.1). Die Deformation des dargestellten Elements bei Anlegen einer elektrischen Spannung beruht auf der elektrostatischen Anziehung entgegengesetzter Ladungsträger, die einen als MAXWELL-Spannung bezeichneten mechanischen Druck σ_M im Innern des Kondensators bewirkt. Er kann aus der partiellen Änderung des Energieinhalts bei Dickenänderung berechnet werden:

Die Kapazität eines Plattenkondensators berechnet sich aus den Geometriegrößen A (Plattenfläche) und h (Plattenabstand) sowie der Permittivität ϵ_r des Dielektrikums zu

$$C = \epsilon_0 \epsilon_r \frac{A}{h}, \quad (2.1)$$

sodass für den elektrischen Energieinhalt des Systems

$$W = \frac{1}{2} \frac{q^2}{C} = \frac{1}{2} \frac{q^2 h}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A} \quad (2.2)$$

mit der elektrischen Ladungsmenge q folgt. Wenn eine elektrische Spannung anliegt, ändern sich aufgrund der Inkompressibilität des Dielektrikums sowohl die Fläche A als auch die Schichtdicke h [3, 9]. Da bei Elastomeren nahezu vollständige Volumenkonstanz gilt, ergibt sich mit der Fläche A_0 und der Schichtdicke h_0 im Ausgangszustand der Zusammenhang

$$V = A_0 h_0 = (A_0 + dA)(h_0 + dh) = \text{konst.} \quad \Rightarrow \quad \frac{dA}{A_0} = -\frac{dh}{h_0}. \quad (2.3)$$

Damit folgt für die Änderung des Energieinhalts

$$dW = \frac{1}{2} \frac{q^2}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A_0} dh - \frac{1}{2} \frac{q^2 h_0}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A_0^2} dA = \frac{q^2}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A_0} dh. \quad (2.4)$$

Daraus ergibt sich der mechanische Druck zwischen den Elektroden zu

$$\sigma_M = \frac{1}{A} \frac{dW}{dh} = \frac{q^2}{\varepsilon_0 \varepsilon_r A^2}. \quad (2.5)$$

Mit dem Zusammenhang zwischen Ladung und Spannung am Plattenkondensator $q = Cu$ und der Definition für die elektrische Feldstärke $E = u/h$ folgt daraus

$$\sigma_M = \varepsilon_0 \varepsilon_r E^2. \quad (2.6)$$

Dieser MAXWELL-Druck wurde von Pelrine [2, 3] in Form der Gleichung 2.6 als mechanische Spannung im Inneren von DE-Aktoren vorgeschlagen und von Kofod [10] experimentell für Silikonaktoren bestätigt. Er ist genau doppelt so groß wie die auf die Fläche bezogene Anziehungskraft der Platten eines Plattenkondensators [11], da die Abstoßung der gleichnamigen Ladungen auf einer Elektrode eine Flächenvergrößerung bewirkt, die aufgrund der Inkompressibilität des Dielektrikums und der daraus resultierenden Querkopplung genau wie die Anziehung der entgegengesetzten Ladungen auf den gegenüberliegenden Elektrodenflächen eine Dickenreduktion der Folie hervorruft [3, 12].

Die als Elektrostriktion bezeichnete zusätzliche elektromechanische Kopplung, die im Dielektrikum durch das Verschieben von ursprünglich koinzidenten Ladungen im elektrischen Feld auftritt, ist bei den üblicherweise für DE-Aktoren verwendeten Materialien nicht beobachtbar beziehungsweise im Vergleich zum MAXWELL-Effekt vernachlässigbar gering. Sie wirkt ebenfalls unabhängig von der Richtung des angelegten Feldes und ist proportional zum Quadrat der Feldstärke. Auch wenn beide Effekte physikalisch voneinander verschieden sind, ist es praktisch kaum möglich, die elektrostriktive Verformung getrennt zu messen und daher auch nicht notwendig, sie für die Modellierung gesondert zu betrachten. Sie kann daher in der Regel bei der Beschreibung von DE-Aktoren unberücksichtigt bleiben [13, 14].

Wie der quadratische Zusammenhang im MAXWELL-Druck deutlich macht, wirkt der Effekt nur in eine Richtung und ist eindeutig nichtlinear. Erst eine elektrische Vorspannung und eine entsprechende Signalkonditionierung bzw. Regelung ermöglichen den Aufbau eines bipolaren, linearen Aktors (siehe Kapitel 2.4.3). Um die elektrischen Spannungen für die notwendigen hohen Feldstärken handhabbar zu halten, muss eine geringe Schichtdicke realisiert werden. Typischerweise werden Folien mit Schichtdicken unter $100\ \mu\text{m}$ verwendet und mit Spannungen über 1 kV betrieben.

Die sich einstellende freie Verformung kann nach dem Hooke'schen Gesetz unter Annahme linearen Materialverhaltens wie folgt abgeschätzt werden:

$$\varepsilon_z = \frac{\Delta z}{z_0} = \frac{\sigma_M}{E_P} = \varepsilon_0 \varepsilon_r \frac{1}{E_P} E^2. \quad (2.7)$$

Diese Gleichung vernachlässigt die mechanischen Eigenschaften der Elektroden, da sie diese als unendlich weich voraussetzt, was in der Realität keinesfalls gilt [15]. Daher ist sie, auch wenn sie in fast allen Publikationen zu dielektrischen Elastomeren zitiert wird, nur bedingt praxisrelevant. Sie zeigt jedoch prinzipiell sehr anschaulich, dass zur Maximierung des aktori-schen Effektes die Permittivität und die Durchbruchfeldstärke des Elastomers möglichst groß und die Elastizität möglichst niedrig sein sollten. Genauere Untersuchungen zeigen, dass diese Materialparameter nicht konstant sind, sondern vielmehr insbesondere mit der Dehnung, der Frequenz und der Temperatur variieren [16]. Darauf wird in Kapitel 2.4 näher eingegangen.

Wird mindestens eine Verformungsrichtung blockiert, wirkt in dieser Richtung eine Aktorkraft, die auch als *Blockierkraft* bezeichnet wird. Sie ist äquivalent derjenigen Kraft, die auf das frei verformte System wirken muss, um es wieder in den Ausgangszustand zu überführen. Wie bei anderen Festkörperaktoren, zum Beispiel Piezoaktoren, sind der freie Aktorhub und die zugehörige Blockierkraft die entscheidenden Kenngrößen, um einen DE-Aktor zu charakterisieren und sein Leistungspotential zu beurteilen.

2.2.2 Elektrisches Verhalten

Elektrisch gesehen stellen DE-Aktoren eine variable Kapazität dar, die durch geometrische Größen sowie Materialparameter beschrieben werden kann (Gleichung 2.1). Wird der endliche Widerstand des Elastomermaterials und die endliche Leitfähigkeit der Elektrode berücksichtigt, ergibt sich zusätzlich ein paralleler und ein serieller Widerstand (Abbildung 2.2), die ebenfalls von der aktuellen Verformung abhängig sind [17]. Damit kann die Impedanz des Gesamtsystems gemäß Gleichung 2.8 angegeben werden. Aufgrund der räumlichen Geometrie der Elastomer-

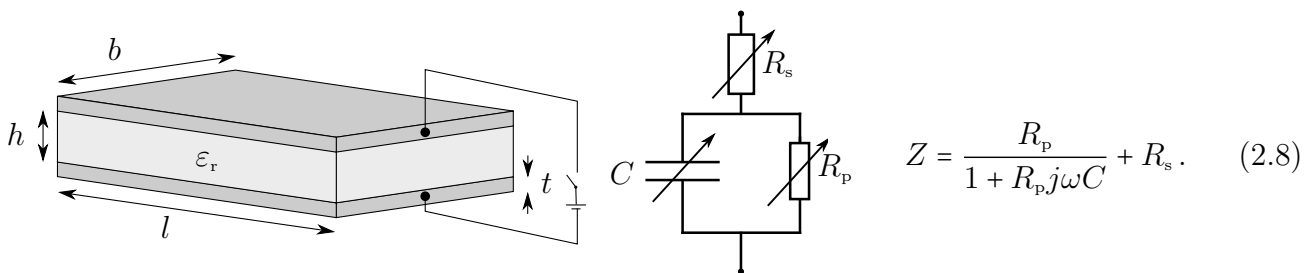


Abbildung 2.2: Vereinfachtes elektrisches Modell eines DE-Aktors

und Elektrodenschichten stellt sich die Impedanz eines DE-Aktors eigentlich komplexer dar und kann beispielsweise über eine Unterteilung in diskrete, parallel angeordnete Einzelkapazitäten mit Parallelwiderständen modelliert werden, die jeweils über serielle Widerstände miteinander verbunden sind. Im Allgemeinen kann ein solches mehrparametrisches Modell aber ohne größere Qualitätseinbußen auf das gezeigte dreiparametrische Modell vereinfacht werden [18, 19]. Dafür kann der Parallelwiderstand R_p aus dem spezifischen Widerstand des Elastomermaterials $\rho_{el,P}$ und seiner Schichtdicke h sowie der aktiven Fläche A , der serielle Widerstand R_s aus der spezifischen Leitfähigkeit der Elektroden $1/\rho_{el,E}$ und ihren geometrischen Abmessungen Breite b , Länge l und Dicke t abgeschätzt werden. Da für viele DE-Aktoren ein signifikant großer Kontaktwiderstand R_K an den Kontaktstellen existiert, muss der serielle Widerstand in der Regel um diesen Wert ergänzt werden (Gleichung 2.9):

$$R_p = \rho_{el,P} \frac{h}{A}, \quad R_s = \rho_{el,E} \frac{2l}{bt} + R_K. \quad (2.9)$$

Bei einem DE-Aktor ist typischerweise $R_p \gg R_s$, sodass sich im Impedanzverlauf des Aktors zwei weit voneinander entfernt liegende charakteristische Eckfrequenzen ergeben:

$$f_u = \frac{1}{2\pi} \frac{1}{CR_p}, \quad f_o = \frac{1}{2\pi} \frac{1}{CR_s}. \quad (2.10)$$

Abbildung 2.3a zeigt exemplarisch das Bode-Diagramm der Impedanz dieses Modells für $C = 10 \text{ nF}$, $R_p = 10 \text{ G}\Omega$ und $R_s = 10 \text{ k}\Omega$. Im Frequenzbereich zwischen den beiden Eckfrequenzen dominiert das kapazitive Verhalten, der Strom eilt der Spannung um eine Viertelperiode voraus ($\varphi = 90^\circ$). Bei sehr niedrigen Frequenzen dominiert der parallele Widerstand, Spannung und Strom sind hier in Phase ($\varphi = 0^\circ$). Bei sehr hohen Frequenzen überwiegt der Einfluss des seriellen Widerstands, Strom und Spannung sind wieder phasengleich ($\varphi = 0^\circ$).

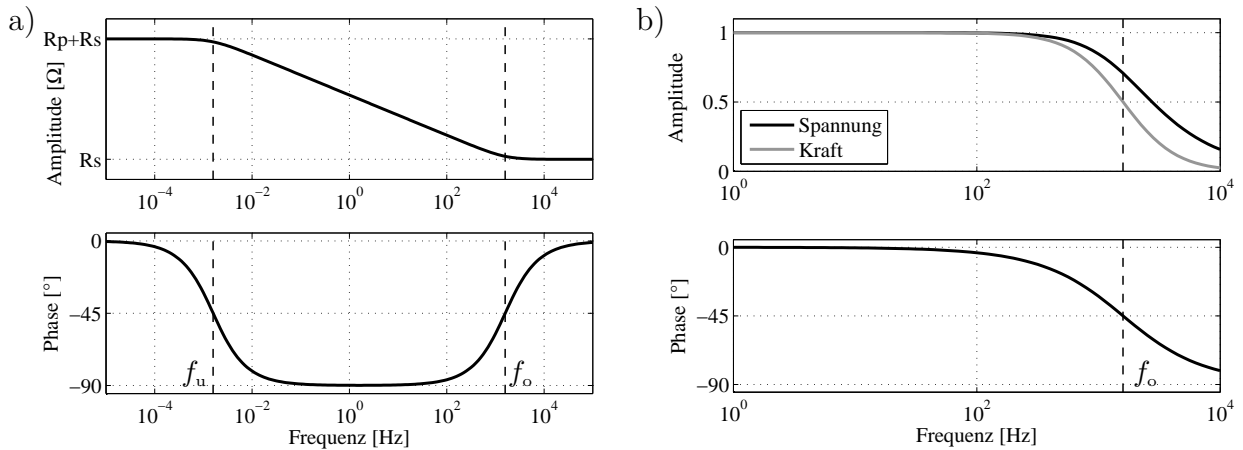


Abbildung 2.3: Charakteristische Frequenzgänge am elektrischen Modell eines DE-Aktors: a) Impedanz Z , b) Übertragungsfunktion V

In Abbildung 2.3b ist die Übertragungsfunktion V von der äußeren Steuerspannung u_0 zur effektiven Spannung u_c gemäß Gleichung 2.11 dargestellt.

$$V = \frac{u_c}{u_0} = \frac{R_p}{R_s + R_p} \frac{1}{1 + j\omega CR_s}. \quad (2.11)$$

Da sich die Aktorkraft quadratisch zum anliegenden elektrischen Feld verhält (vgl. Gleichung 2.6), ist V^2 für kleine Verformungen ein Maß für das Übertragungsverhalten von Steuerspannung zu Aktorkraft (Abbildung 2.3b, graue Linie) und ergibt einen steileren Abfall bei hohen Frequenzen. Die Kenntnis dieser Zusammenhänge ermöglicht in der Entwicklungs- und Auslegungsphase eines Aktors die gezielte Dimensionierung der Aktorparameter, beispielsweise wenn eine gewisse Frequenzanforderung für dynamische Anwendungen gegeben ist. Grundsätzlich wird deutlich, dass ein niedriger Elektrodenwiderstand R_s essentiell ist, um DE-Aktoren verlustfrei bei hohen Frequenzen einzusetzen.

Bei Kenntnis des Frequenzgangs der Aktorimpedanz $Z(\omega)$ kann auch die elektrische Verlustleistung des Aktors bei monofrequenter, harmonischer Anregung (mit Offset-Spannung U_o und Amplitude U_a) in Abhängigkeit der Anregungsfrequenz ω ermittelt werden (Gleichung 2.12). Sie ist durch die ohmschen Verluste bestimmt, die an den Widerständen entstehen, und bewirkt eine Erwärmung des Aktors. Für das dreiparametrische Modell kann diese für $R_p \gg R_s$ gemäß Gleichung 2.13 abgeschätzt werden.

$$P_v(\omega) = \frac{1}{\sqrt{2}} \Re \left(\frac{1}{Z} \right) U_a^2 + \frac{U_o^2}{R_p} \quad (2.12)$$

$$\approx \frac{1}{\sqrt{2}} \left(\frac{1 + R_p R_s \omega^2 C^2}{1 + R_s^2 \omega^2 C^2} \right) \frac{U_a^2}{R_p} + \frac{U_o^2}{R_p}. \quad (2.13)$$

Stapelaktoren, deren n Einzelschichten eine Kapazität C_i und einen Durchgangswiderstand $R_{p,i}$ aufweisen und deren Elektroden einen seriellen Widerstand von $R_{s,i}$ darstellen (vgl. Abbildung 2.4), können, wie Haus [19] zeigt, elektrisch zu einem Ersatzschaltkreis bestehend aus einem einzigen Kondensator mit Parallel- und Serienwiderstand vereinfacht werden. Es gelten dann die in Gleichung 2.14 aufgeführten Parameterbestimmungen.

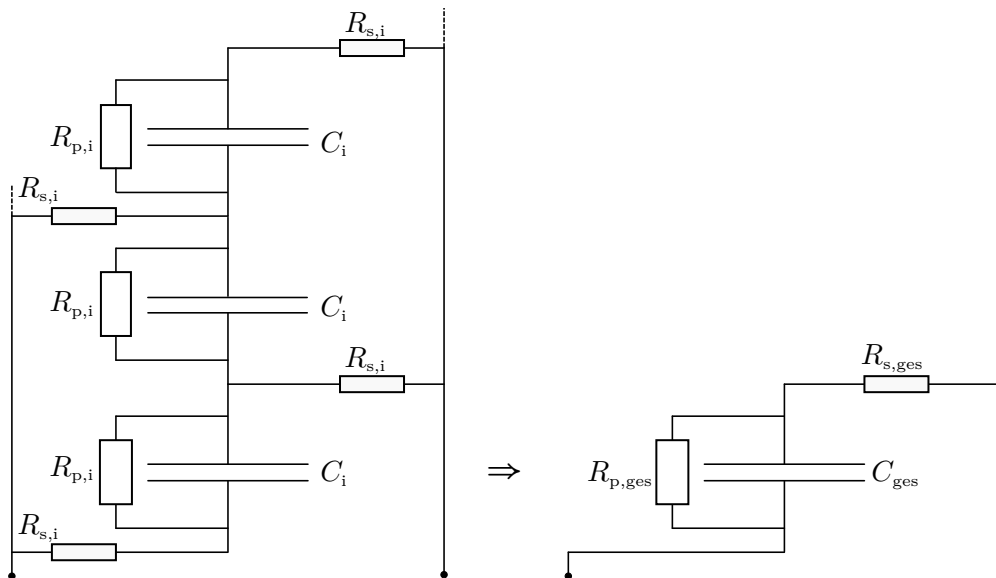


Abbildung 2.4: Elektrisches Ersatzschaltbild für DE-Stapelaktor

$$R_{s,ges} = \frac{1}{n} 4 R_{s,i}, \quad R_{p,ges} = n R_{p,i}, \quad C_{ges} = n C_i. \quad (2.14)$$

Da der serielle Widerstand die obere Eckfrequenz entscheidend beeinflusst (Gleichung 2.10) und die Leistungsaufnahme bei dynamischer Anregung bestimmt (Gleichung 2.13), ist die Realisierung hochleitfähiger Elektroden insbesondere für dynamische Applikationen von großer Bedeutung. Abbildung 2.5 veranschaulicht exemplarisch den Einfluss des seriellen Widerstands für einen Stapelaktor mit einer Kapazität C von 15,9 nF und einem Durchgangswiderstand R_p von 10 G Ω auf das Frequenzverhalten. Eine Reduzierung des Flächenleitwiderstands um eine Größenordnung erhöht die Eckfrequenz um ebenfalls eine Größenordnung und senkt in weiten Frequenzbereichen die elektrische Verlustleistung um den gleichen Faktor.

Dies zeigt, dass metallische Elektroden besonders für Anwendungen geeignet sind, in denen hohe Frequenzen auftreten bzw. schnelle Ansprechzeiten erforderlich sind. Gerade für großflächige Aktoren, die naturgemäß hohe Zeitkonstanten aufweisen, da sowohl die Kapazität C als auch der serielle Widerstand R_s mit der Fläche zunimmt, können mit metallischen Elektroden noch hohe Eckfrequenzen realisiert werden. Dies ist zum Beispiel für flache akustische Wandler eine notwendige Voraussetzung.

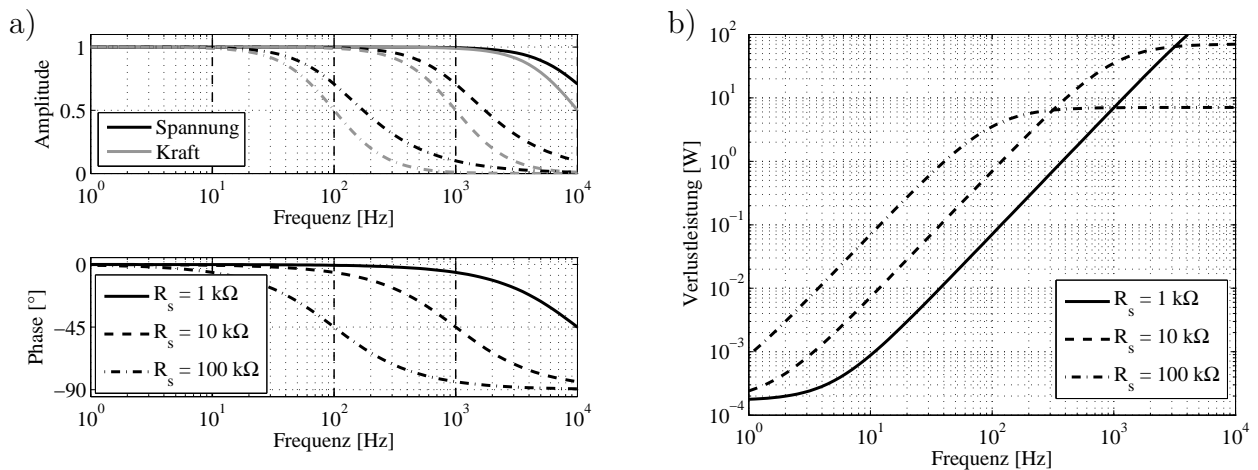


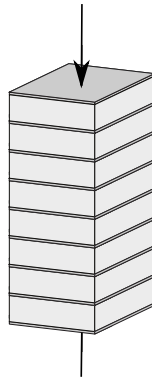
Abbildung 2.5: Einfluss des seriellen Widerstands auf die Aktorkraft und die elektrische Verlustleistung (beispielhaft für einen Aktor mit $C = 15,9 \text{ nF}$, $R_p = 10 \text{ G}\Omega$, $U_o = 1000 \text{ V}$, $U_a = 1000 \text{ V}$)

2.3 Bauformen, Materialien und Anwendungen

Grundsätzlich lassen sich DE-Aktoren ähnlich wie Piezoaktoren hinsichtlich ihrer Wirkrichtung unterscheiden. Bei Piezoaktoren wird unterschieden nach Aktoren, die den Transversaleffekt (Quereffekt) oder den Longitudinaleffekt (Längseffekt) nutzen, je nachdem, ob die mechanisch genutzte Deformation quer oder parallel zum angelegten elektrischen Feld liegt. Darüber hinaus kann eine Piezokeramik auch eine Scherung bei anliegendem elektrischen Feld erfahren. Dieser Effekt wird aber nur in wenigen Anwendungsfällen und meistens sensorisch (z.B. bei Beschleunigungsaufnehmern) genutzt. Entsprechend lassen sich DE-Aktoren in solche unterteilen, die die mechanische Deformation in Richtung des elektrischen Feldes (Längsaktor) oder quer dazu (Queraktor) nutzen. Eine aktorisch erzeugte Scherung tritt bei dielektrischen Elastomeren nicht auf.

Stapelaktor**(= Längsaktor)**

- nutzt Längseffekt
- verkürzt sich bei anliegender Spannung
- Druckkräfte ertragbar
- Zugkräfte nicht ertragbar

**Rollaktor****(= Queraktor)**

- nutzt Quereffekt
- längt sich bei anliegender Spannung
- Druckkräfte nur bedingt ertragbar
- Zugkräfte ertragbar



Abbildung 2.6: Bauformen dielektrischer Elastomeraktoren: Stapel- und Rollaktoren als typische Varianten von Längs- und Queraktoren.

2.3.1 Queraktoren

Queraktoren nutzen die Kraft und Verformung senkrecht zum anliegenden elektrischen Feld. Im einfachsten Fall kann ein Queraktor durch eine beidseitig kontaktierte, senkrecht hängende Elastomerfolie realisiert werden, die an der oberen Seite eingespannt und an der unteren Seite mit einem Gewicht belastet ist. Bei Anlegen einer elektrischen Spannung senkt sich das Gewicht ab und wird bei Wegnahme der Spannung wieder angehoben. Wird die Folie auf einen flexiblen (z.B. rautenförmigen) Rahmen gespannt, können beide planaren Dehnungen in eine lineare Bewegung gewandelt werden, wobei vorteilhafterweise alle Folienränder fixiert werden können und eine gezielte Vorspannung eingestellt werden kann. Eine einfache Variante dieses Bauprinzips sind die sogenannten *diamond actuators* mit aktorischen Kräften von 1-2 N, die von Plante aufgebaut und charakterisiert wurden [20, 21].

Alternativ kann die Elastomerfolie auf zwei Seiten ringförmig aufgespannt werden, sodass sie die Mantelfläche eines Zylinders bildet. Solche als *tube actuators* bekannt gewordenen zylindrischen Aktoren wirken in ihrer Längsachse und ermöglichen eine gute mechanische Anbindung an die Umgebung [3, 22]. Um die aktorisch erzeugte Kraft zu erhöhen, müssen viele Schichten parallel angeordnet werden, was durch einen gewickelten Aufbau leicht zu realisieren ist (Abbildung 2.6). Rollaktoren können im Gegensatz zu einschichtigen Längsaktoren in geringem Maße Druckkräfte aufnehmen. Je nach geometrischer Ausgestaltung ist jedoch auf Stabilitätsversagen (Beulen) zu achten. Ein solcher Rollaktor wurde von der Firma *Danfoss Polypower* entwickelt [23] und wird als *Inlastor Push* kommerziell angeboten [24]. Andere Ansätze integrieren eine Spiralfeder in die Längsachse, um eine definierte Vorspannung der Elastomerfolie zu gewährleisten [25, 26].

Zu den Queraktoren muss man auch solche Aktoren zählen, die die veränderliche Wölbung einer dielektrischen Elastomerschicht ausnutzen. Aufgrund der Flächenvergrößerung wird hier durch die feste Einspannung am Rand eine Zunahme der Wölbung erzielt. Solche Aktoren, die je nach Ausführung als *dimple actuators*, *buckling actuators* oder *bubble actuators* bezeichnet werden, können zum Beispiel für haptische, mikrofluidische oder akustische Anwendungen eingesetzt werden [6, 27, 28]. Auch DE-Biegewandler, die besonders als biomimetische Aktoren entwickelt werden, sind den Queraktoren zuzuordnen [6].

2.3.2 Längsaktoren

Längsaktoren nutzen die Kraftentwicklung und Deformation in Richtung des elektrischen Feldes. Da die Deformation einer einzelnen Elastomerschicht in Dickenrichtung maximal nur einige Mikrometer beträgt, ist sie mit bloßem Auge nicht zu sehen und selbst experimentell nur schwer zu messen [29]. Die Deformation einer einzelnen Schicht ist auch lediglich für akustische Applikationen interessant; um einen für mechanische Anwendungen makroskopisch nutzbaren Aktorhub zu generieren, werden daher in der Regel vielschichtige Aktoren aufgebaut (Abbildung 2.6). Solche Stapelaktoren bestehen aus einer Vielzahl sich abwechselnder Elastomer- und Elektroden-schichten und können auf unterschiedliche Weise hergestellt werden. Zahlreiche Veröffentlichungen in den letzten Jahren haben eine Menge an interessanten Konzepten hervorgebracht, von denen einige hier vorgestellt werden sollen.

Carpi [30] stellt das Bauprinzip eines Stapelaktors vor, bei dem eine beidseitig kontaktierte Elastomerfolie mäanderförmig gefaltet wird (Abbildung 2.7). Ein besonderer Vorteil dieser Bauweise ist die einfache Kontaktierung aller Schichten, die durch den gefalteten Aufbau automatisch gegeben ist.

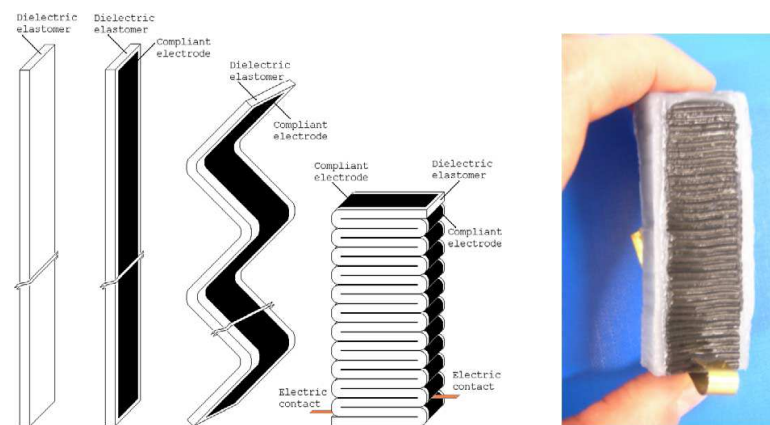


Abbildung 2.7: Gefalteter Stapelaktor nach Carpi [30]

Chuc [31] beschreibt den Aufbau eines Stapelaktors, bei dem runde oder rechteckige Einzelschichten aus Elastomer- und Elektrodenmaterial in einem automatisierten Falt- und Stapelprozess übereinandergelegt, in ein Gehäuse integriert und mit mechanischen und elektrischen Anschlüssen versehen werden (Abbildung 2.8). Hier ist die modulare Bauweise als besonderes Merkmal zu nennen, die eine leichte Anpassung an einen geforderten Aktorhub ermöglicht.

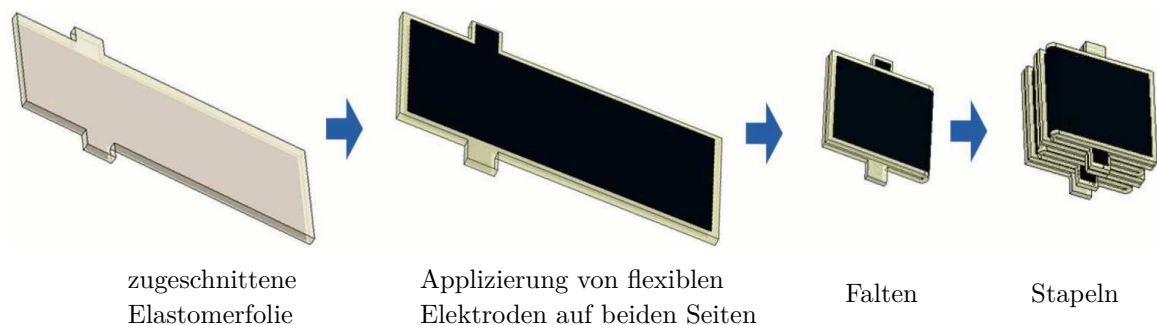


Abbildung 2.8: Aufbau eines Stapelaktors nach Chuc [31]

Kovacs [32] stellt einen Stapelaktor vor, der durch Stapeln einzelner, einseitig kontaktierter Elastomerfolien hergestellt wird (Abbildung 2.9). Die runden Schichten sind mit Graphitpulver bestrichen, weisen einen schmalen passiven Randbereich auf und besitzen einen herausstehenden Elektrodenbereich, der für die äußere Kontaktierung der Einzelschichten verwendet wird. Aufgrund der klebrigen Oberfläche des verwendeten VHB-Materials ist der Aktor in der Lage, Zugkräfte aufzunehmen. Eine hohe Präzision hinsichtlich des Zuschneidens, der Elektroddierung und des Stapelprozesses ist notwendig, um einen funktionstüchtigen Aktor mit einigen hundert Schichten zu erhalten. Durch den Stapelaufbau mit äußerer Kontaktierung wird hier ein fehlertolerantes System erzeugt: einzelne Schichten können bei elektrischem Versagen lokalisiert, von der Versorgung getrennt und bei Bedarf ausgetauscht werden.

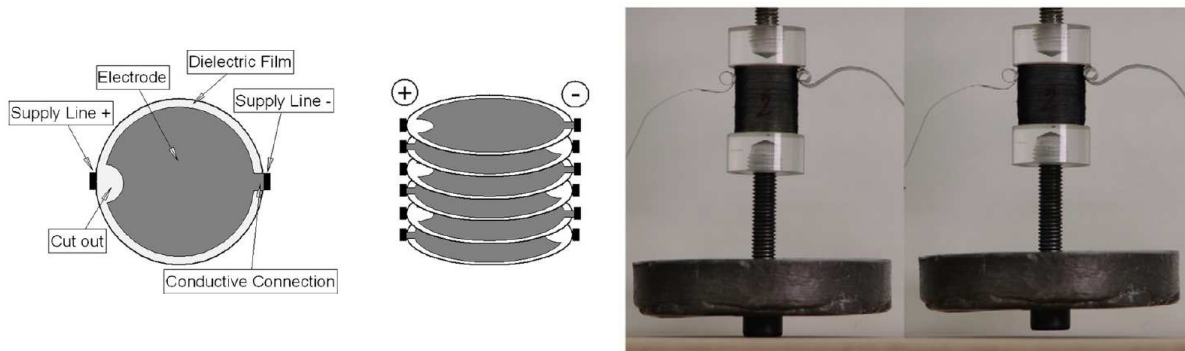


Abbildung 2.9: Aufbau eines Stapelaktors nach Kovacs [32]

Am Fachgebiet Elektromechanische Konstruktion der TU Darmstadt wiederum bauen Schlaak et al. [33, 34, 35] Stapelaktoren in einem automatisierten Fertigungsverfahren, in dem unvernetztes Silikon in einem Schleuderprozess zu dünnen Schichten verarbeitet wird. Damit können sehr dünne, gleichmäßige Schichten realisiert werden, wobei die Rotationsgeschwindigkeit die Schichtdicke bestimmt. Die Vernetzung des Silikons wird durch thermische Behandlung beschleunigt. Anschließend wird Graphit zur Realisierung einer flexiblen und gegebenenfalls individuell strukturierten Elektrode aufgesprüht (Abbildung 2.10). Dadurch wächst schichtweise ein Stapelaktor, dessen Kontaktierung anschließend durch das Durchstechen eines Drahtes in den Anschlussbereichen erfolgt.

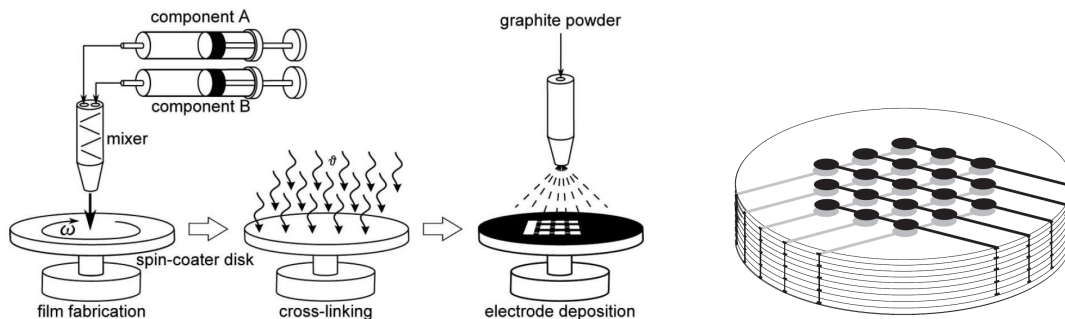


Abbildung 2.10: Schichtprozess für Stapelaktoren am EMK (TU-Darmstadt) [33, 34]

Als eine Weiterentwicklung dieser Technologie beschreiben Haas und Dörsam [36] das Drucken flexibler Elektroden auf Silikonfolien. Damit kann eine Limitierung der Aktorfläche, die durch

das Schleudern prozesstechnisch entsteht, vermieden werden, sodass auch großflächige Aktoren hergestellt werden können. Als Elektrodenmaterial kommt dabei Nanosilber zum Einsatz, ein Siebdruckfluid, mit dem eine $1,5\text{ }\mu\text{m}$ -dicke, leitfähige Elektrodenschicht erzeugt werden kann. Durch mehrfache Wiederholung der Prozessschritte Filmziehen, thermische Vernetzung, Elektrodendruck und Trocknung können auch hier je nach Anforderung Stapelaktoren mit vielen Schichten hergestellt werden.

Eine ähnliche Vorgehensweise wird von Araromi [37] dargestellt. Er zeigt einen Herstellungsprozess für Stapelaktoren, bei dem Elastomer- und Elektrodenmaterial abwechselnd auf ein sich drehendes Rad gesprüht werden. Das silikonbasierte Elastomer wird dazu mit einem Lösungsmittel verdünnt, das sich nach dem Sprühprozess verflüchtigt. Auf diese Weise kann ein gleichmäßiger Schichtaufbau garantiert werden. Die Kontaktierung nach außen erfolgt dann mit kleinen Streifen Aluminiumfolie, die in die einzelnen Lagen des Stapelaufbaus eingelegt werden.

Nur sehr wenige Ansätze nutzen starre, metallische Elektroden, die sich prinzipbedingt nicht dehnen müssen. Lau [38] stellt einen Aktor aus senkrecht angeordneten Plättchen vor, in deren Zwischenraum Elastomer gefüllt ist. Bei Aktuierung wird dieses zur Seite verdrängt und ermöglicht so eine Deformation des Systems in Richtung des elektrischen Feldes. Durch die Unterteilung der Elektrode in Sektionen kann auch ein Bimorphaktor realisiert werden (Abbildung 2.11). Besonders vorteilhaft ist bei diesem Konzept, dass auf bewährte Verfahren zur Mikrostrukturierung zurückgegriffen wird, die Schichtdicken von wenigen Mikrometern ermöglichen.

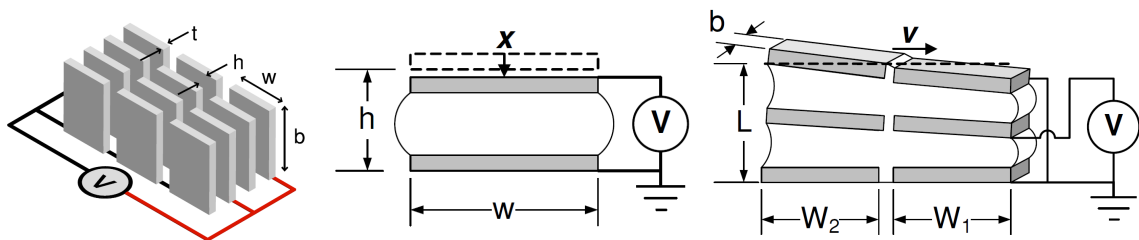


Abbildung 2.11: DE-Aktor mit starren Elektroden nach Lau [38]

Ein ähnliches Funktionsprinzip wird von Wehrheim [39] zum Aufbau eines Endoskops diskutiert. Auch hier bleibt die Elektrodenfläche konstant, das Elastomer wölbt sich seitlich aus (Abbildung 2.12).

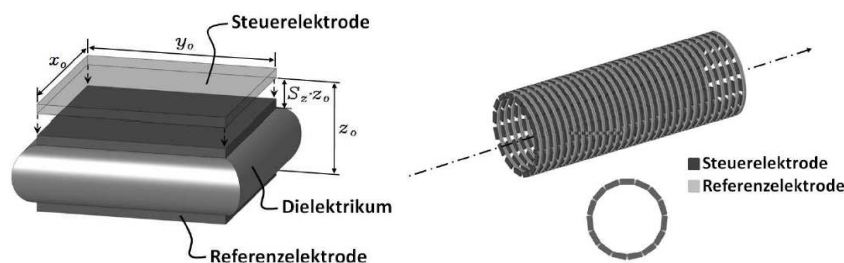


Abbildung 2.12: DE-Aktor mit starren Elektroden als Basiselement für ein Endoskop nach Wehrheim [39]

Ein völlig neues Konstruktionsprinzip mit metallischen Elektroden wird in einer Patentschrift von Kaal vorgeschlagen [40]. Wie Abbildung 2.13 zeigt, ermöglichen Löcher in dehnbaren

Elektroden ein lokales Entweichen des inkompressiblen Elastomeraterials. Damit wird eine makroskopische Kompressibilität des Schichtverbundes erzeugt, die Elektrodenfläche bleibt im Gegensatz zum konventionellen Ansatz mit flexiblen Elektroden (vgl. Abbildung 2.1) konstant. Dieser Ansatz ist Gegenstand dieser Arbeit und wird in Kapitel 3 ausführlich diskutiert.

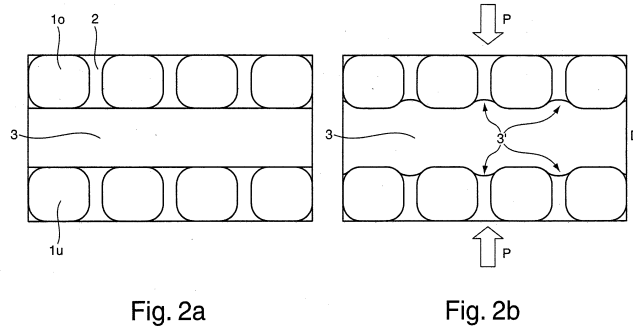


Fig. 2a

Fig. 2b

Abbildung 2.13: DE-Aktor mit starren, gelochten Elektroden nach Kaal [40], Abbildung aus der Patentschrift

Grundsätzlich weisen Längsaktoren eine bessere Materialausnutzung auf und sind Queraktoren daher theoretisch hinsichtlich ihres Wirkungsgrades überlegen. In der Praxis jedoch wird dieser Vorteil häufig durch die passiven Randbereiche und die geometrische Behinderung der äußeren Schichten eingebüßt. In diesem Zusammenhang ist es interessant, dass alle kommerziell verfügbaren DE-Aktoren zur Zeit Queraktoren sind.

2.3.3 Elastomermaterialien

Als Elastomere bezeichnet man alle Kunststoffe, die aus weitmaschig vernetzten Makromolekülen bestehen und daher eine große charakteristische elastische Dehnbarkeit ermöglichen. Bei äußerer Krafteinwirkung strecken sie sich aus ihrer verknäulten Lage, soweit es die Verknüpfungsstellen erlauben, und gehen bei Entlastung wieder in ihre ursprüngliche Lage zurück. Als dielektrische Elastomere kommen grundsätzlich verschiedene Elastomerklassen in Frage, die je nach Anwendungsfall unterschiedliche Vorteile bieten. Die am häufigsten verwendeten Elastomere sind Acrylate (Polyacryl), Silikone (Polydimethylsiloxan) und Polyurethane, aber auch Naturkautschuk und Polymergele.

Hinsichtlich ihrer Eignung als Materialien für DE-Aktoren sind hauptsächlich die drei Kenngrößen Elastizität (E-Modul E_p), relative Permittivität ϵ_r und Durchbruchfeldstärke E_{\max} von Interesse und erlauben eine einfache Bewertung und Vergleichbarkeit. Darüber hinaus unterscheiden sich die Materialien durch ihr hyperelastisches Verhalten, ihre maximale Dehnung, ihre Viskoelastizität und Dichte sowie die Temperatur- und Frequenzabhängigkeit der Materialkennwerte und ihre chemische Beständigkeit.

Ein für die Herstellung von Elastomeraktoren sehr häufig verwendetes Material ist VHB 4910 bzw. VHB 4905 der Firma 3M, das als doppelseitiges Klebeband verkauft wird und aufgrund der klebrigen Oberfläche ein besonders leichtes Aufspannen auf Rahmenstrukturen und ein einfaches Applizieren von Graphit als Elektrode erlaubt. Kornbluh u.a. entdeckten zuerst die gute Eignung dieses *Polyacryls* für DE-Aktoren [41], seither ist es in zahlreichen Aktoren verbaut worden. Die Durchbruchfeldstärke liegt bei 18 kV/mm, kann aber durch Vordehnung auf über

200 kV/mm gesteigert werden. Die lineare Elastizität liegt bei etwa 3,0 MPa, die Permittivität bei 4,7¹. Da das Material nicht für dielektrische Anwendungen hergestellt wird, schwanken seine elektrischen Parameter offensichtlich von Charge zu Charge – zumindest lässt sich so die große Bandbreite an bereits gemessenen und veröffentlichten Werten für dieses Material erklären [43]. Trotz einiger Vorteile wie der hohen Permittivität und der hohen möglichen Vordehnung sind besonders die ausgeprägte Viskoelastizität und Temperaturabhängigkeit nachteilig, weshalb Acrylate bisher nicht in kommerziellen DE-Aktoren eingesetzt wurden [44].

Daneben werden von vielen Forschergruppen *Silikone* verwendet, die hauptsächlich von den Firmen *BJB Enterprises Inc.* (TC-5005 A/B-C u.a.), *Dow Corning* (HS3) und *Wacker* (RT625, P7670 u.a.) vertrieben werden. Silikone weisen eine niedrigere Permittivität ($\epsilon_r = 2 - 4$) auf, können aber sehr weich sein, was zu großen aktorischen Verformungen führt. Außerdem ist das viskoelastische Verhalten weniger stark ausgeprägt als bei Polyacryl, sodass sie für dynamische Anwendungen bei hohen Frequenzen besser geeignet sind. Daneben zeichnen sie sich durch einen breiten Einsatztemperaturbereich aus (ca. -100 bis 200 °C), sind beständig gegen Fette und Öle und physiologisch unbedenklich. Die kommerziellen und in der Entwicklung befindlichen Aktorsysteme von *Bayer Materialscience*, *Danfoss Polypower* und *Optotune* basieren alle auf Silikonen [44].

Elastomer	linearisierter E-Modul E [MPa]	Durchbruch- feldstärke E_{\max} [kV/mm]	Permittivität bei 1kHz ϵ_r [-]	maximaler Maxwell-Druck σ_{\max} [kPa]
Naturkautschuk	0,85	67	2,7	107
Deerfield PT 6100S	17	160	7,0	1587
3M VHB 4910	3,0	18 ^a -218 ^b	4,7	1978
NuSil CF19-2186	1,0	235	2,8	1369
Dow Corning HS3	0,13	72	2,8	129
Wacker SILPURAN 2400	0,26	50	2,4	53
Wacker ELASTOSIL P7670	0,15	30	3,0	24
Wacker ELASTOSIL-Film	0,88	70-100	2,8	248
Danfoss Polypower-Film	1,1	35	3,1	35

^a ungedehnt, ^b gedehnt

Tabelle 2.1: Materialkennwerte gebräuchlicher dielektrischer Elastomere [9, 39, 24, 45]

Auf *Poylurethan*-Basis wurden bisher nur wenige DE-Aktoren gebaut. Grundsätzlich eignen sich Polyurethane aufgrund ihrer hohen Permittivität ($\epsilon_r > 5$) und hohen Durchbruchfeldstärke ($E_{\max} > 50$ kV/mm) gut als Dielektrikum. Allerdings sind sie wesentlich steifer als Silikone und weisen daher geringere aktorische Dehnungen auf. Ihr möglicher Temperatureinsatzbereich ist zudem eingeschränkter (-25 bis 80 °C) und sie neigen zur Versprödung durch UV-Strahlung.

Naturkautschuk oder synthetisch hergestellter Kautschuk findet ebenfalls in Elastomeraktoren Anwendung, da er besonders günstig, leicht zu handhaben und stabil hinsichtlich vieler

¹Von Kofod et al. wurde 2003 zunächst der Wert 4,7 publiziert und seitdem von vielen Forschern immer wieder aufgegriffen. Wissler [42] korrigierte diesen Wert jedoch einige Jahre später durch neue Messungen auf 3,2 und zeigte, dass die Permittivität quer zur Schichterstreckung mit der Vorspannung sinkt.

Umweltbedingungen ist. Die Permittivität von Naturkautschuk (Latex) liegt mit etwa 2,7 in der gleichen Größenordnung wie die von diversen Silikonen. Auch hinsichtlich Elastizität (0,9 MPa) und Durchbruchfeldstärke (67 kV/mm) ist es mit Silikonen vergleichbar. Choi [46] beschreibt eine Steigerung der Permittivität von synthetisch hergestelltem Kautschuk auf 25, die allerdings mit einer deutlichen Erhöhung des Elastizitätsmoduls (etwa 4,0 MPa) einhergeht.

Tabelle 2.1 gibt eine Übersicht über in der Literatur häufig verwendete Elastomermaterialien und ihre charakteristischen Kennwerte relative Permittivität, Elastizität und Durchbruchfeldstärke. Der sich daraus nach Gleichung 2.6 ergebende maximale MAXWELL-Druck ist ein Maß für die maximal realisierbare flächenbezogene Aktorkraft und – verglichen mit dem jeweiligen Elastizitätsmodul – ein Maß für die maximale Aktordehnung.

Häufig werden beim Aufbau von DE-Aktoren die Elastomerfolien vorgedehnt, um die Schichtdicke zu reduzieren und damit das elektrische Feld bei gleicher Steuerspannung zu erhöhen. Außerdem konnte gezeigt werden, dass die Durchbruchfeldstärke mit der Vordehnung gesteigert werden kann und zudem der effektive Elastizitätsmodul abnimmt [29]. Beide Effekte sind für den Einsatz in DE-Aktoren günstig, die Vordehnung hat allerdings den Nachteil, dass ein steifer Rahmen benötigt wird und die Folien anfälliger für Risse sind. Zudem konnte beobachtet werden, dass eine Vordehnung die Permittivität absenkt, was wiederum nachteilig für die aktorische Verformungsfähigkeit ist [47].

Temperaturabhängigkeit

Der Einfluss der Temperatur auf das Verhalten der DE-Wandler ist bislang wenig untersucht worden, nahezu alle experimentellen Arbeiten untersuchen das elektromechanische Verhalten bei Raumtemperatur. Aber gerade im Hinblick auf Applikationen im Automotive-Bereich oder gar in Luft- und Raumfahrtanwendungen ist die Einsatzfähigkeit in einem breiten Temperaturbereich wichtig und für zukünftige Arbeiten ausschlaggebend.

Grundsätzlich gilt für Elastomere, dass ihr Elastizitätsmodul in einem weiten Bereich temperaturunabhängig ist. Der Einsatzbereich ist nach unten durch die Glasübergangstemperatur begrenzt, unterhalb derer sie sehr steif und daher nicht mehr sinnvoll als Aktormaterial einsetzbar sind. Nach oben begrenzt die Temperatur, bei der der Zersetzungsprozess beginnt, die Einsatzfähigkeit. Wie bei allen makromolekularen Stoffen liegt jedoch keine definierte Schmelztemperatur vor.

Silikone sind deutlich weniger temperaturabhängig als Acrylate, die unterhalb von 0° eine deutliche Verschlechterung der aktorischen Dehnung aufweisen und bereits bei -30° keine Bewegung mehr zeigen. Oberhalb der Raumtemperatur nimmt die Dehnung bei Acrylaten ebenfalls ab, was den Temperaturbereich für einen möglichen Einsatz erheblich einschränkt. Bei niedrigen Temperaturen sind die Leistungseinbußen im Allgemeinen reversibel, bei erhöhten Temperaturen kann es jedoch zu einer langfristigen Materialschädigung kommen [44]. Bei silikonbasierten DE-Aktoren konnte Kornbluh [48] dagegen experimentell die Funktionsfähigkeit bei Temperaturen von -100 °C bis 260 °C zeigen, womit sogar erdnahe Raumanwendungen möglich sind. Ausführliche theoretische Betrachtungen über die Temperaturabhängigkeit von DE-Aktoren mit Hilfe thermodynamischer Modelle sind unter anderem in [49, 50] zu finden.

Neben den mechanischen und elektromechanischen Eigenschaften beeinflusst die Tempera-

tur auch das rein elektrische Verhalten von DE-Aktoren. Für die Leitfähigkeit in Polymeren sind maßgeblich Ionen verantwortlich, da fast keine freien Elektronen vorhanden sind. Diese Ionen können geladene Weichmachermoleküle oder Wassermoleküle sein, die sich zwischen den Polymerketten einlagern. Ihre Beweglichkeit steigt mit zunehmender Temperatur, weshalb der elektrische Widerstand mit der Temperatur sinkt und die Leistungsaufnahme steigt. Die gezielte Untersuchung des Einflusses von Temperatur (und Feuchte) auf die Leistung von DE-Aktoren und ihre Schädigungsmechanismen stellt daher einen notwendigen Schwerpunkt zukünftiger Forschungstätigkeiten dar.

Füllstoffe

Zahlreiche Anstrengungen wurden in den letzten Jahren unternommen, um die Materialeigenschaften von Elastomeren durch Füllstoffe zu verbessern. Fast immer geht jedoch dabei die Verbesserung eines Materialkennwertes mit der Verschlechterung eines anderen einher, sodass der effektive Gewinn gering bleibt.

Ein vielfach untersuchter Ansatz ist es, anorganische, nichtleitfähige Partikel mit einer hohen Dielektrizitätszahl zur Steigerung der Permittivität einzusetzen. Allerdings sind zur nennenswerten Permittivitätssteigerung große Volumenanteile an Füllpartikeln notwendig, und eine signifikante Steigerung der Permittivität kann nur mit einer Erhöhung des Elastizitätsmoduls und einer Absenkung der Durchbruchfeldstärke realisiert werden, sodass keine oder nur eine geringe Steigerung des aktorischen Effekts erzielt werden kann. Carpi und de Rossi [51] zeigten beispielsweise, dass mit Titandioxid ($\epsilon_r \approx 100$) die Permittivität um den Faktor 2 gesteigert werden kann. Dabei wurde jedoch die Durchbruchfeldstärke auf etwa ein Drittel gesenkt und der Elastizitätsmodul sogar um den Faktor 10 erhöht. Andere Untersuchungen verwendeten Blei-Zirkonium-Titanat (PZT), das eine wesentlich größere Dielektrizitätszahl besitzt ($\epsilon_r \approx 1000$). Tatsächlich konnte hier bereits mit geringen Volumenanteilen eine erhebliche Steigerung der Permittivität der Matrix erzielt werden, allerdings ebenfalls auf Kosten einer signifikanten Versteifung des Materials, sodass eine Verbesserung der Leistungsfähigkeit von DE-Aktoren nicht in Aussicht gestellt werden konnte [52].

Daneben wurden leitfähige Partikel als mögliche Füllstoffe in Betracht gezogen, da hier ebenfalls eine deutliche Steigerung der Permittivität realisiert werden kann. Damit erhöht sich aber in der Regel maßgeblich die elektrische Leitfähigkeit, sodass eine Verwendung als dielektrisches Elastomer nicht mehr in Frage kommt [53].

2.3.4 Elektrodenmaterialien

Eine für die Etablierung der DE-Technologie wichtige, wenn auch häufig unterschätzte technologische Herausforderung ist die Realisierung elektrisch leitfähiger, flexibler Elektroden [15]. Streng genommen sind eigentlich keine Elektroden nötig, um einen aktorischen Effekt zu erzielen, da, wie Keplinger zeigen konnte, auch aufgesprühte Ladungen eine Deformation bewirken [54]. Dies hat sogar prinzipiell einige Vorteile, ist aber in sofern nicht praktikabel, als dass die aufgesprühten Ladungen nur schwerlich wieder entfernt werden können. Für dynamische Anwendungen sind daher Elektroden unabdingbar, die einen schnellen, gezielten Transport der Ladungen zum Auf- und Abbau des elektrischen Feldes ermöglichen.

Die technologischen Anforderungen, die an das Elektrodenmaterial gestellt werden, sind enorm: Es muss äußerst weich und in hohem Maße dehnfähig sein und auch im gedehnten Zustand eine gute elektrische Leitfähigkeit aufweisen. Es muss idealerweise viele Millionen Lastzyklen ertragen, ohne die Leitfähigkeit einzubüßen, sollte chemisch beständig, gut verarbeitbar und leicht herzustellen und zu applizieren sein. Hinzu kommt der Wunsch nach einem kostengünstigen Material, um den Vorteil der vergleichsweise billigen Elastomermaterialien nicht zunichte zu machen. Auch wenn in den letzten Jahren viel Arbeit in die Elektrodenentwicklung für DE-Aktoren geflossen ist, hat sich noch kein Material einheitlich durchsetzen können.

Die meisten Ansätze zur Realisierung von flexiblen Elektroden lassen sich in die folgenden Kategorien einteilen [55]:

- Elektroden auf Kohlenstoffbasis
- leitfähige Polymere als Elektroden
- metallische Elektroden

Am weitesten verbreitet für DE-Aktoren sind Elektroden auf Kohlenstoffbasis wie beispielsweise Ruß bzw. Graphitpulver, da sie kostengünstig und leicht manuell zu applizieren sind, insbesondere wenn das verwendete Elastomermaterial wie die VHB-Materialien eine klebrige Oberfläche besitzt. Viele der ersten DE-Aktoren wurden mit Graphitpulver kontaktiert, das mit einem Pinsel aufgetragen oder aufgesprüht wurde. Nachteilig sind dabei unter anderem der relativ hohe Flächenwiderstand der Elektroden und seine Zunahme bei großen Dehnungen sowie die begrenzte Reproduzierbarkeit des Auftragprozesses. Daneben kann Graphit in einem viskosen Medium, einem Öl oder einer Paste, dispergiert sein. Das erhöht die Dehn- und Leitfähigkeit der Elektroden, reduziert aber gleichzeitig ihre Lebensdauer, da die Materialien austrocknen oder in das Elastomer hineindiffundieren und elektrische Kurzschlüsse verursachen können. In anderen Ansätzen ist Graphit in eine Polymermatrix integriert um ein elektrisch leitfähiges Elastomer zu bilden, das als Elektrode fungiert. Dadurch kann die Beständigkeit und Lebensdauer der Elektrode deutlich erhöht werden, allerdings wird nun dem System eine nicht mehr zu vernachlässigende Steifigkeit hinzugefügt und die Performance verschlechtert. Die Steifigkeit der Elektrode ist maßgeblich abhängig vom Anteil an Graphitpartikeln, der wiederum die Leitfähigkeit bestimmt. In der Praxis stellt sich daher ein Zielkonflikt ein, der nicht befriedigend aufgelöst werden kann.

Ebenfalls auf Kohlenstoff basieren Kohlenstoffröhrchen (*carbon nanotubes*), die aus einer oder mehreren coaxialen Wänden einer hexagonalen Kohlenstoff-Gitterstruktur bestehen und bis zu einigen Mikrometern lang sein können. Dieses hohe Aspektverhältnis und ihre hohe Leitfähigkeit prädestinieren sie für Anwendungen, bei denen trotz hoher Dehnungen eine gute Flächenleitfähigkeit erhalten werden soll. Sie können in eine Polymermatrix dispergiert werden und damit die Realisierung einer flexiblen Elektrode ermöglichen. Jedoch gilt auch hier der bereits erwähnte Zielkonflikt, der sich aus der mechanischen Versteifung ergibt.

Daneben können leitfähige Polymere als Elektrodenmaterial verwendet werden. Damit sind ebenfalls sehr dünne Elektroden realisierbar, die die mechanische Verformbarkeit des Dielektrikums kaum behindern [56]. Allerdings liegen die Leitfähigkeiten weit unterhalb der von Metallen, und häufig ist eine aufwändige Prozesstechnik notwendig, um das Polymer dünn aufzutragen [57]. Liegt das Polymer beispielsweise in wässriger Lösung vor, muss im Falle von Silikon

als Elastomermaterial die Oberfläche zuerst z.B. durch Plasmabehandlung aktiviert werden, um eine gleichmäßige Benetzung zu gewährleisten [55].

Reine Metalle, deren hohe Leitfähigkeit der von polymeren Ansätzen weit überlegen ist, scheiden in der Regel aufgrund ihrer schlechten Dehnbarkeit als Elektrodenmaterialien aus. In den Ansätzen mit starren, metallischen Elektroden (vgl. Abbildungen 2.11 und 2.12) wird sowohl Silizium als auch Edelstahl als Elektrodenmaterial diskutiert [38, 39].

Danfoss Polypower hat ein Verfahren entwickelt, mit dem flexible Elektroden aus Silber realisiert werden können. Hierbei wird eine Elastomerfolie, deren Oberfläche eine Wellenstruktur aufweist, mit einer ca. 100 nm dünnen Silberschicht versehen, die quer zur Wellenrichtung um bis zu 40% gedehnt werden kann, ohne dass die Elektrode reißt, da die Metallschicht mikroskopisch gesehen gebogen und nicht gedehnt wird [58]. In der anderen Richtung wird die Deformation des Elastomers durch die Strukturierung behindert (Abbildung 2.14).

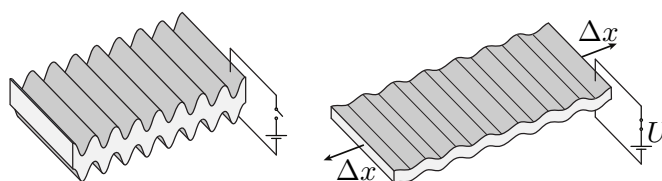


Abbildung 2.14: Funktionsprinzip der DE-Folie von *Danfoss Polypower* [59]

Habrard [60] wiederum hat leitfähige Elektroden durch Auftragen von extrem feinkörnigem Silber (10-15 nm) erzielt. Die bei Dehnung entstehenden Risse sind dann so filigran und schmal, dass sie von Elektronen durch Tunneleffekte überwunden werden können und die Leitfähigkeit daher erhalten bleibt. Mit dieser aufwändigen Technik konnten Elektroden für DE-Aktoren realisiert werden, die Verformungen bis 10% bei gleichzeitig hoher Zyklenzahl ertragen haben. Niklaus [61] zeigt, dass auch mit Ionenimplantation elektrisch leitfähige, dehnfähige (Dehnungen bis 175%) und zuverlässige (10^5 Zyklen bei 30% Dehnung) Oberflächen realisiert werden können. Dabei wird das elastische Dielektrikum mit Metallionen (insbesondere Gold oder Paladium) mit einigen keV beschossen, sodass eine 50 nm dicke, leitfähige Schicht besteht. Eine explizite Elektrode ist dadurch nicht mehr notwendig [62].

2.3.5 Anwendungen

In zahlreichen Publikationen wurde in den letzten Jahren die prinzipielle Eignung von DE-Wandlern für die unterschiedlichsten Anwendungsgebiete aufgezeigt, von denen hier nur einige zusammenfassend wiedergegeben werden sollen:

In der *Robotik* können DE-Aktoren quasistatisch für Greif- und Positionieraufgaben verwendet werden, beziehungsweise als künstliche Muskeln einen flexiblen, biologischen Vorbildern nachempfundenen Bewegungsapparat ermöglichen. Im Bereich der *Haptik* erlauben DE-Aktoren die Realisierung haptischer Displays oder den Aufbau von Braille-Zeilen für Sehbehinderte [63, 43, 64]. Eine haptische Anwendung verhalf der DE-Aktorik sogar zum ersten Einsatz in einem Serienprodukt: *Artificial Muscle* führte 2011 die *Vivitouch*-Technologie in Zubehör für Smartphones ein. Drei parallele, einschichtige DE-Aktoren bewirken ein haptisches Feedback,

um dem Nutzer die jeweilige Anwendung durch gezielte, spürbare dynamische Signale erlebbar zu machen [65].

Im *Maschinenbau* ermöglichen DE-Aktoren die aktive Vibrationskontrolle mechanischer Strukturen. Hierbei prädestiniert das geringe spezifische Gewicht der Aktoren und ihr großes Deformationspotential ihren Einsatz besonders für Leichtbaustrukturen, die in der Regel besonders schwingungsanfällig sind und große Schwingungsamplituden aufweisen. In der *Medizintechnik* wurden DE-Aktoren unter anderem zur Anwendung in Prothesen vorgeschlagen [66] und auf ihre Eignung für den Einsatz in Endoskopen untersucht [39]. Andere Anwendungsmöglichkeiten sind im Bereich der *Pneumatik* und *Mikrofluidik* zu finden. Hier können kleine DE-Aktoren Ventile betätigen oder als peristaltische Pumpen direkt einen Fluidtransport erzeugen [67, 55]. Ein weiteres Anwendungsgebiet für dielektrische Elastomere stellt die *Akustik* dar. Hier sind Flachlautsprecher denkbar, die im Gegensatz zu klassischen elektromagnetischen Systemen eine großflächige Schallabstrahlung ermöglichen. Erste Arbeiten zu diesem Thema konnten beeindruckende Ergebnisse demonstrieren [27, 68].

Darüber hinaus sind DE-Wandler in den letzten Jahren intensiv auf ihre Eignung als Generatoren hin untersucht worden [69, 70, 71]. Der Fokus liegt hier auf Anwendungen, bei denen große, langsame Bewegungen zur Energieerzeugung genutzt werden können. Ein vielversprechender Ansatz ist die Ausnutzung von Wellenenergie mit Generatoren auf DE-Basis [72, 73]. Mit diesem Prinzip könnten entweder kleinere, energieautarke Einheiten (z.B. Forschungsbojen) versorgt oder gar elektrische Energie im großen Maßstab – vergleichbar mit Offshore-Windkraftanlagen – generiert werden. Erste experimentelle Ergebnisse zur Wandlung von Wellenenergie wurden bereits vorgestellt [74].

2.4 Nichtlineares Verhalten von DE-Aktoren

DE-Aktoren weisen verschiedene nichtlineare Effekte auf, die für ein umfassendes Verständnis des Aktorverhaltens betrachtet und bei der Modellierung berücksichtigt werden müssen. Daher wird in diesem Kapitel auf die wichtigsten Nichtlinearitäten und ihre praktischen Auswirkungen insbesondere im Hinblick auf dynamische Anwendungen eingegangen. Außerdem wird aufgezeigt, wie diese Nichtlinearitäten in dynamischen Anwendungen kompensiert werden können. Abschließend wird eine Modellierungsmethodik vorgestellt, die die verschiedenen Nichtlinearitäten für Systemsimulationen berücksichtigen kann.

2.4.1 Maxwell-Effekt und geometrische Nichtlinearität

Das physikalische Funktionsprinzip von DE-Aktoren beruht auf dem MAXWELL-Effekt, der grundsätzlich einen quadratischen Zusammenhang zwischen elektrischer Feldstärke und mechanischer Spannung ergibt (Gleichung 2.6). Daher weisen DE-Aktoren selbst bei Vernachlässigung weiterer Effekte wie geometrischen und materialinhärenten Nichtlinearitäten ein ausgeprägtes nichtlineares Verhalten auf, das sie von anderen Festkörperaktoren (z.B. Piezoaktoren) unterscheidet. Die grundlegenden Effekte lassen sich deshalb anhand einer idealisierten quadratischen Kennlinie studieren (Abschnitt 2.4.3).

Die großen Verformungen, die mit dielektrischen Elastomeren erzielt werden können, führen jedoch dazu, dass auch geometrischen Nichtlinearitäten eine besondere Beachtung geschenkt werden muss. Sie stellen sich je nach Bauform unterschiedlich dar und sollten insbesondere bei komplexen Geometrien mit Hilfe von numerischen Modellen untersucht werden.

Für die ideale Elementarzelle eines DE-Aktors mit flexiblen Elektroden (Abbildung 2.1) lässt sich die geometrische Nichtlinearität analytisch studieren. Bei vollständiger Volumenkonstanz gilt ein fester geometrischer Zusammenhang zwischen Dickenänderung und Flächenvergrößerung (Gleichung 2.3). Bei Berücksichtigung dieses Zusammenhangs ergibt sich unter Annahme eines konstanten Elastizitätsmoduls aus dem Hooke'schen Gesetz und Gleichung 2.6 für die Dehnung in Dickenrichtung

$$\varepsilon_z^3 + 2\varepsilon_z^2 + \varepsilon_z = -\frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r}{E_p h^2} u^2. \quad (2.15)$$

Der Betrag des Terms auf der rechten Seite wird zur Vereinfachung als Quadrat einer dimensionslosen elektrischen Feldstärke Υ definiert:

$$\varepsilon_z^3 + 2\varepsilon_z^2 + \varepsilon_z = -\Upsilon^2 \quad \text{mit} \quad \Upsilon = \sqrt{\frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r}{E_p}} \frac{u}{h}. \quad (2.16)$$

Der in dieser Gleichung beschriebene Zusammenhang zwischen Dehnung und Spannung ist in Abbildung 2.15 dargestellt. Die exakte analytische Lösung dieser Gleichung ist recht aufwändig, sie ist in Gleichung 2.17 angegeben. Für kleine Verformungen reicht jedoch die Approximation erster oder zweiter Ordnung (Gleichung 2.18 bzw. 2.19) aus. Die entsprechenden Kurven sind in Abbildung 2.15 dargestellt.

$$\varepsilon_z = \frac{1}{6} \sqrt[3]{8 - 108\Upsilon^2 + 12\sqrt{-12\Upsilon^2 + 81\Upsilon^4}} + \frac{2}{3} \frac{1}{\sqrt[3]{8 - 108\Upsilon^2 + 12\sqrt{-12\Upsilon^2 + 81\Upsilon^4}}} - \frac{2}{3} \quad (2.17)$$

$$\varepsilon_z = -\Upsilon^2 \quad \text{Approximation erster Ordnung} \quad (2.18)$$

$$\varepsilon_z = -\frac{1}{4} + \sqrt{\frac{1}{16} - \frac{1}{2}\Upsilon^2} \quad \text{Approximation zweiter Ordnung} \quad (2.19)$$

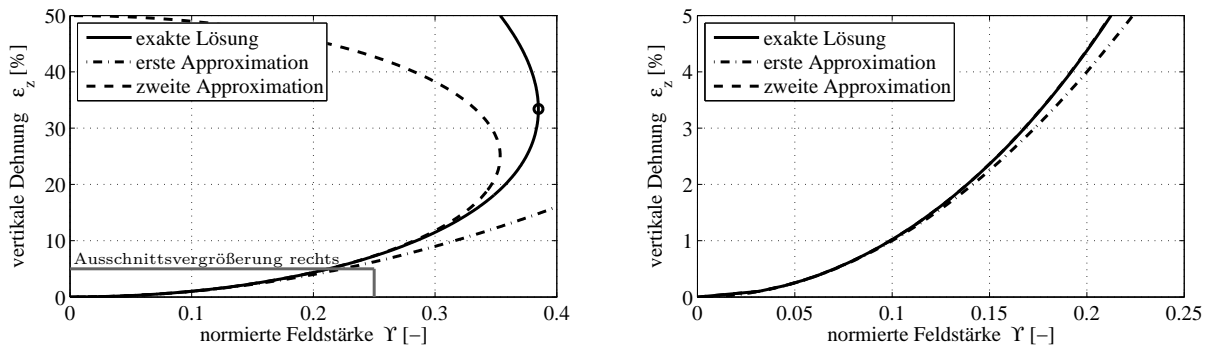


Abbildung 2.15: Geometrische Nichtlinearität am DE-Element

Die Grafik macht deutlich, dass es eine kritische Dehnung gibt, ab der das System instabil wird (kreisförmige Markierung). Sie liegt bei 33% Dehnung in Dickenrichtung, was einer Flächenvergrößerung von 300% entspricht. Dieser Wert ist auch in der Literatur als theoretische

Dehnungsgrenze zu finden [44]. Die elektromechanischen Kräfte überwiegen dann die mechanischen Feder-Rückstellkräfte, und es kommt zum sogenannten „pull-in-Effekt“. Diese elektromechanische Instabilität in DE-Aktoren wird ausführlich unter anderem in [75, 49] behandelt. In der Praxis wird üblicherweise jedoch zuerst ein elektrischer Durchschlag auftreten oder eine Versteifung aufgrund materialeigener Nichtlinearitäten stattfinden. Auf diese soll im nächsten Abschnitt näher eingegangen werden.

Der oben gezeigte Zusammenhang gilt allgemein nur für das idealisierte Element eines DE-Aktors aus Abbildung 2.1. Die endliche Nachgiebigkeit und räumliche Erstreckung der Elektroden sowie die Randbedingungen der Einspannverhältnisse beeinflussen die geometrische Nichtlinearität. Bei speziellen Bauformen wie der in Kapitel 3 diskutierten Variante mit gelochten Elektroden stellt sich die geometrische Nichtlinearität wiederum anders dar und kann nur noch numerisch beziehungsweise experimentell ermittelt werden (Kapitel 4).

2.4.2 Nichtlineares Materialverhalten

Hyperelastizität

Die ersten Modelle, die für DE-Aktoren aufgestellt wurden, verwendeten ein lineares Materialgesetz zur Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Zusammenhangs am Elastomer [3, 76]. Für die großen Verformungen, die bei DE-Aktoren auftreten können, erweist sich dies jedoch als unzureichend. Viele Arbeiten haben daher auf hyperelastische Materialmodelle, insbesondere nach MOONEY-RIVLIN oder OGDEN zurückgegriffen, um das Materialverhalten auch bei großen Dehnungen hinreichend genau zu beschreiben [77]. Im Folgenden sollen die entsprechenden Materialgesetze erläutert und ihre Grenzen für die Beschreibung von DE-Aktoren aufgezeigt werden.

Die einfachste Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Spannung und Dehnung an einem dreidimensionalen elastischen Körper ist mit dem Neo-Hooke'schen Modell gegeben. Es beschreibt einen linearen Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung und führt unter Berücksichtigung der Deformation des Körpers auf einen nichtlinearen Zusammenhang zwischen den äußeren Größen Kraft und Weg.

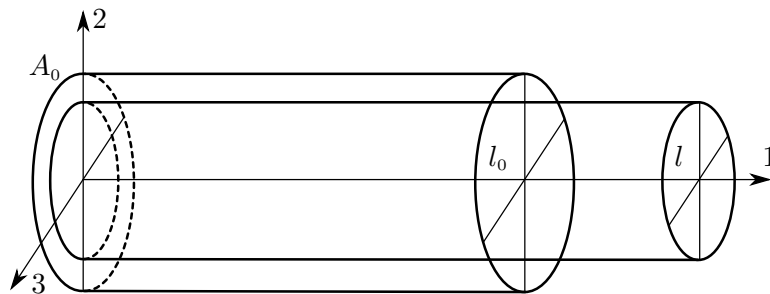


Abbildung 2.16: Elastischer Körper unter uniaxialem Zug

Bei uniaxialem Zug ergibt sich als Zusammenhang zwischen Kraft und Längenänderung α :

$$F_{\text{NH}} = \frac{1}{3} E A_0 \left(\alpha - \frac{1}{\alpha^2} \right) \quad \text{mit} \quad \alpha = \frac{l}{l_0} = 1 + \varepsilon. \quad (2.20)$$

Das Neo-Hooke'sche Modell ist in der Lage, Verformungen an Elastomeren bis ca. 50% gut abzubilden. Zur verbesserten Beschreibung kann das hyperelastische MOONEY-RIVLIN-Modell verwendet werden, das in den 1940er Jahren von Melvin Mooney und Ronald Rivlin formuliert wurde [78]. Es basiert auf der Beschreibung der Verzerrungsenergiedichte über Invarianten des Cauchy-Green-Deformationstensors [79]. Für inkompressibles Elastomermaterial lässt es sich mit zwei Parametern (C_{10}, C_{01}) beschreiben und enthält das Neo-Hooke'sche Modell als Sonderfall für $C_{01} = 0$. Für den uniaxialen Zug gilt hier

$$F_{\text{MR}} = A_0 \left(2C_{10} + \frac{2C_{01}}{\alpha} \right) \left(\alpha - \frac{1}{\alpha^2} \right). \quad (2.21)$$

Der E-Modul im linearen Bereich lässt sich aus einer Grenzwertbetrachtung für kleine Dehnungen ermitteln. Er folgt zu

$$E_{\text{MR}} = \lim_{\alpha \rightarrow 1} \frac{\partial}{\partial \alpha} \left(2C_{10} + \frac{2C_{01}}{\alpha} \right) \left(\alpha - \frac{1}{\alpha^2} \right) = 6(C_{10} + C_{01}). \quad (2.22)$$

Mit dem MOONEY-RIVLIN-Modell lassen sich die Spannungen bei Dehnungen bis maximal 150% gut beschreiben [79]. Bei höheren Deformationen kommt es zu einer Zunahme der Spannungen. Um diesen Spannungsanstieg zu berücksichtigen, kann man auf das OGDEN-Modell² zurückgreifen. Es kann in seiner einfachsten Form als 4-parametriges Modell dargestellt werden [79]:

$$F_{\text{OG}} = A_0 \left(\mu_1 \left(\alpha^{(k_1-1)} - \alpha^{(-1-\frac{1}{2}k_1)} \right) + \mu_2 \left(\alpha^{(k_2-1)} - \alpha^{(-1-\frac{1}{2}k_2)} \right) \right). \quad (2.23)$$

Auch hier lässt sich der lineare äquivalente E-Modul bestimmen:

$$E_{\text{P}} = \lim_{\alpha \rightarrow 1} \frac{\partial}{\partial \alpha} \frac{F_{\text{OG}}}{A_0} = \frac{3}{2} (\mu_1 k_1 + \mu_2 k_2). \quad (2.24)$$

Charakterisierung der Hyperelastizität

Exemplarisch soll hier die experimentelle Charakterisierung der Hyperelastizität eines typischen Elastomers dargestellt werden. Eine 260 mm lange Probe des Materials wird dabei in einer Zug-Druck-Prüfmaschine mit uniaxialen Zug beaufschlagt und die Kraft über der Verformung gemessen. Die Messergebnisse sind in Abbildung 2.17 für Naturkautschuk wiedergegeben. Im Diagramm sind außerdem die mit Hilfe angepasster Materialmodelle erzielten Approximationen eingezeichnet. Die entsprechenden Parameter sowie die Versuchsparameter sind in der nebenstehenden Tabelle aufgeführt.

Erwartungsgemäß liefert das MOONEY-RIVLIN-Modell für Deformationen bis ca. 150% zufriedenstellende Ergebnisse, wohingegen das OGDEN-Modell in der Lage ist, die experimentellen Ergebnisse im gesamten Messbereich wiederzugeben. Da in den hier betrachteten Stapelaktoren die auftretenden Verformungen deutlich unter 100% bleiben, wird in dieser Arbeit das MOONEY-RIVLIN-Modell als einziges hyperelastisches Materialmodell verwendet.

²Benannt nach Raymond W. Ogden, Mathematik-Professor an der University of Glasgow, der diese Beschreibungsweise elastischer Materialien in den 1970er Jahren entwickelte.

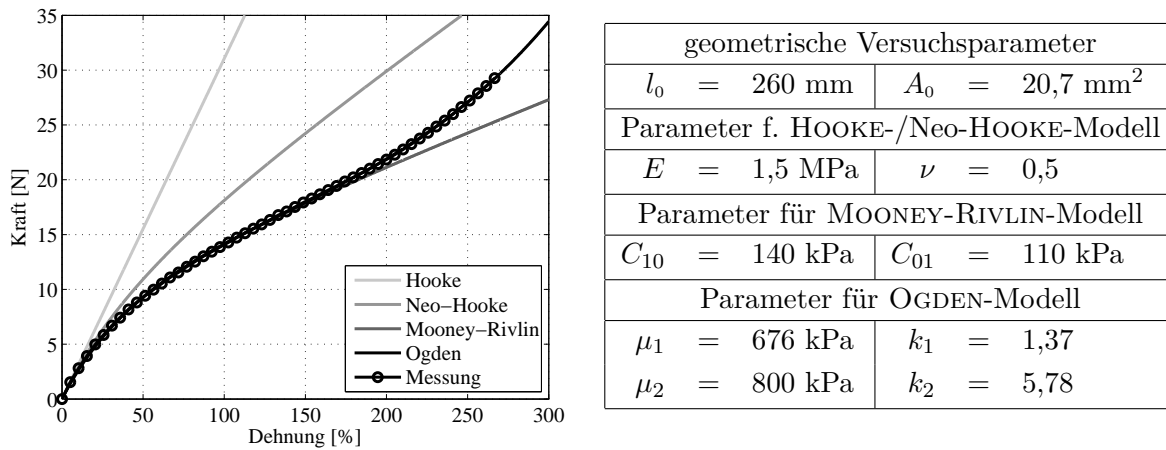


Abbildung 2.17: Charakterisierung der Hyperelastizität, Messergebnisse und Approximation mit verschiedenen Materialmodellen für Naturkautschuk

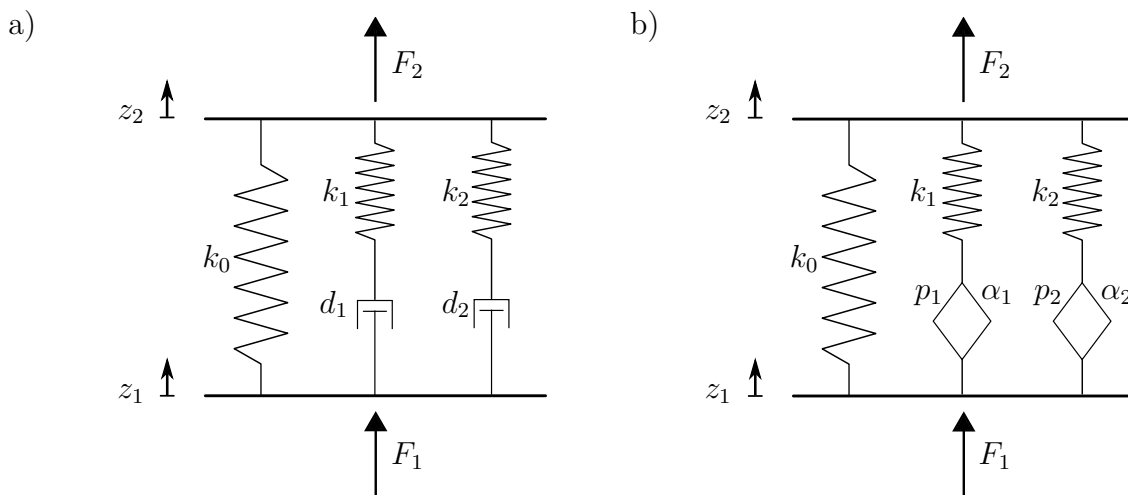


Abbildung 2.18: Viskoelastische Materialmodelle: a) generalisiertes MAXWELL-Modell b) Modell mit fraktionalen Elementen

Viskoelastizität

Elastomermaterialien weisen in der Regel ein zeit- bzw. frequenzabhängiges mechanisches Verhalten auf, das als viskoelastisches Verhalten bezeichnet wird. Charakteristisch für viskoelastisches Materialverhalten ist, dass die mechanische Spannung bei einer sprunghaften Dehnung zunächst auch sprunghaft ansteigt, sich dann allerdings asymptotisch auf einen Minimalwert vermindert. Dieser Effekt wird als Relaxation bezeichnet. Bei einem Spannungssprung erhöht sich die Verformung zuerst ebenfalls sprungförmig und steigt anschließend weiter bis zu einem Maximalwert an. Dieser Effekt wird als Kriechen bezeichnet. Beide Phänomene lassen sich bei DE-Aktoren beobachten, wobei die Viskoelastizität je nach Material mehr oder weniger ausgeprägt ist [80, 81].

Klassischerweise wird Viskoelastizität durch eine Kombination aus diskreten Feder- und Dämpferelementen beschrieben. Eine Reihenschaltung eines Feder- und eines Dämpferelement wird dabei als MAXWELL-Modell, eine Parallelschaltung als VOIGT-Modell bezeichnet. Bereits

mit einer einfachen Kombination beider Modelle lassen sich die typischen viskoelastischen Phänomene wie Kriechen und Relaxation qualitativ gut beschreiben. Das reale Materialverhalten kann aber insbesondere bei Elastomeren in der Regel nicht mit einer einzigen solchen als *rheologisches Grundmodell* bezeichneten Kombination aus Feder und Dämpfer abgebildet werden, weshalb eine Vielzahl von ihnen zu sogenannten generalisierten MAXWELL-Modellen zusammengesetzt wird. Damit lassen sich die Modelle an die experimentellen Messwerte über einen größeren Frequenzbereich anpassen. Allerdings hat dies auch eine Erhöhung der notwendigen Modellparameter zur Folge und erschwert damit die Modellbildung und das Curve-Fitting.

Ein alternativer Ansatz zur Beschreibung viskoelastischer Materialien ist die Verwendung von fraktionalen Ableitungen, welche die Definition eines verallgemeinerten rheologischen Elements ermöglichen. Ein solches fraktionales Element wird mit einer Raute symbolisiert und durch zwei Parameter, den Proportionalitätsfaktor p und die Ableitungsordnung α , beschrieben. Die klassischen Elemente Feder und Dämpfer sind dabei als Extremfälle für $\alpha = 1$ und $\alpha = 0$ in dieser allgemeinen Beschreibung enthalten, für Werte zwischen 0 und 1 ergibt sich entsprechend ein Verhalten zwischen einer Feder und einem Dämpfer, was in der englischen Bezeichnung *spring-pot* anschaulich zum Ausdruck kommt. Die Kraft eines solchen Elements in Abhängigkeit der Auslenkung z ergibt sich zu [82]

$$F = p \frac{d^\alpha}{dt^\alpha} z. \quad (2.25)$$

Bereits mit einer Kombination aus ein oder zwei solcher fraktionalen Elemente mit Federelementen lassen sich Materialmodelle erstellen, die experimentelle Daten über einen sehr weiten Frequenzbereich hinreichend gut abbilden.

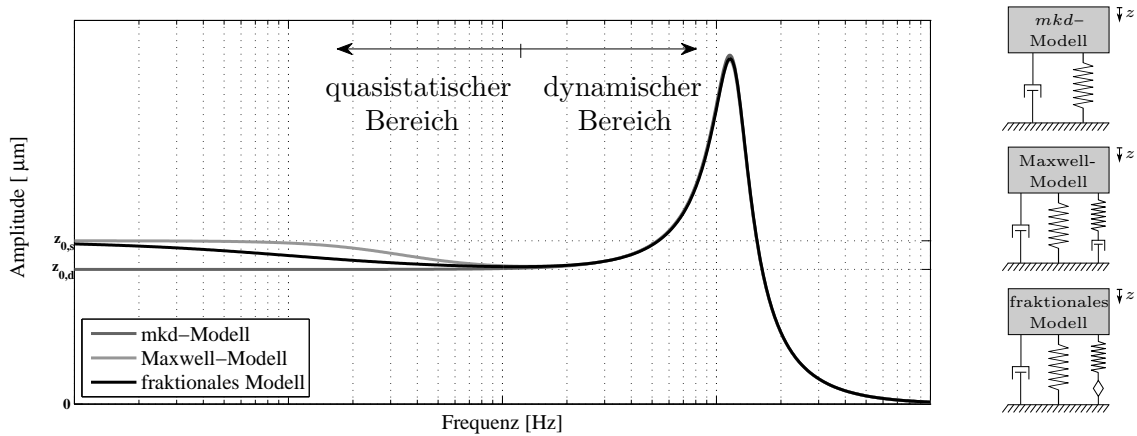


Abbildung 2.19: Amplitudengang eines Ein-Massen-Schwingers mit viskoelastischem Verhalten

In Abbildung 2.19 ist der Amplitudengang eines Ein-Massen-Schwingers für die verschiedenen Modellierungsansätze prinzipiell dargestellt, wobei die Steifigkeits- und Dämpfungselemente in Summe dem viskoelastischen Material entsprechen. Die klassische Modellierung mit Feder, Masse und Dämpfer zeigt im subresonanten Frequenzbereich ein konstantes Verhalten, die statische Auslenkung beträgt $z_{0,d}$. Durch Ergänzen eines VOIGT-Modells wird viskoelastisches Verhalten sichtbar: die statische Auslenkung $z_{0,s}$ für $f \rightarrow 0$ weicht nun von der dynamischen Auslenkung $z_{0,d}$ bei Frequenzen unterhalb der Resonanz ab. Allerdings ist hier die Steigung des Amplitudenanstiegs prinzipbedingt festgelegt und kann daher nur bedingt an Messergebnisse angepasst

werden. Wird stattdessen eine Reihenschaltung aus Steifigkeit und fraktionalem Element hinzugefügt, kann sowohl die maximale statische Auslenkung als auch der niederfrequente Anstieg mit Messergebnissen in Übereinstimmung gebracht werden.

Die Kurven für den Ein-Massen-Schwinger zeigen deutlich, dass das viskoelastische Materialverhalten lediglich im niedrigen Frequenzbereich relevant ist, bei höheren Frequenzen liefern die Modelle nahezu identische Ergebnisse. Für dynamische Anwendungen, bei denen das statische und niederfrequente Verhalten des Aktors von untergeordneter Bedeutung ist, kann daher auf die Berücksichtigung der Viskoelastizität verzichtet werden. Da diese Arbeit dynamische Anwendungen fokussiert, wird in der weiteren Modellierung die Viskoelastizität unberücksichtigt gelassen.

Materialinhärente Hystereseeffekte

Wie andere Festkörperaktoren, zum Beispiel piezokeramische und magnetostriktive Aktoren, weisen DE-Aktoren Hystereseeffekte auf, die eine weitere Nichtlinearität darstellen. Sie beruhen insbesondere auf den speziellen Eigenschaften der verwendeten Polymere und treten auch bei rein mechanischer Belastung auf. Durch die Dehnung wird der Vernetzungsgrad des Polymers reduziert und dabei Wärme freigesetzt, die sich in der Hystereseschleife als umschlossene Fläche darstellt. Häufig werden diese Hystereseschleifen mit zunehmender Zyklenzahl kleiner, da sich die interne Materialstruktur dauerhaft ändert [83].

Abbildung 2.20 zeigt eine typische Hysteresekurve eines DE-Aktors bei niederfrequenter, harmonischer Ansteuerung ³. Dabei muss berücksichtigt werden, dass auch die Materialdämpfung und die Viskoelastizität zu der beobachteten Hysterese beitragen [84]. Außerdem können Phasenverzögerungen in der elektrischen Ansteuerung eine scheinbare Hysterese bewirken, was durch eine geeignete Messanordnung kompensiert werden kann. Tatsächlich ist aber auch im quasistatischen Betrieb eine Hysterese erkennbar und damit keine eindeutige Zuordnung zwischen anliegender Spannung u und Auslenkung z des Aktors gegeben. Solche Hystereseeffekte können mit aufwändigen Modellen wie dem Preisach-Modell abgebildet werden [85]. Sie sind besonders für Anwendungen mit großen Auslenkungen, bei denen eine genaue Positionierung gefordert ist, von Bedeutung. Für die Modellierung der Aktoren im Rahmen dieser Arbeit (Kapitel 5), bei denen kleine Auslenkungen auftreten und die nicht für Positionierungsaufgaben verwendet werden, sind diese Hystereseeffekte daher nicht speziell berücksichtigt.

Veränderlichkeit der Permittivität

Neben der bereits diskutierten Frequenzabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften weisen die für DE-Aktoren verwendeten Materialien eine Frequenzabhängigkeit hinsichtlich ihrer dielektrischen Eigenschaften auf [86]. Molberg [53, 16] untersucht bei drei verschiedenen Elastomeren (VHB 4910, PDMS, TPE) experimentell die Frequenzabhängigkeit der Permittivität über einen Frequenzbereich von acht Dekaden. Dabei wird jedoch deutlich, dass die Veränderung der Permittivität in weiten Frequenzbereichen von untergeordneter Bedeutung ist. Kofod [87] und Choi [47] zeigen darüber hinaus, dass die Permittivität dehnungsabhängig ist: durch die

³Daten aus eigenen Messungen an einem Funktionsdemonstrator in Stapelbauweise. Entsprechende Hystereseeffekte sind aber grundsätzlich bei allen DE-Aktoren beobachtbar.

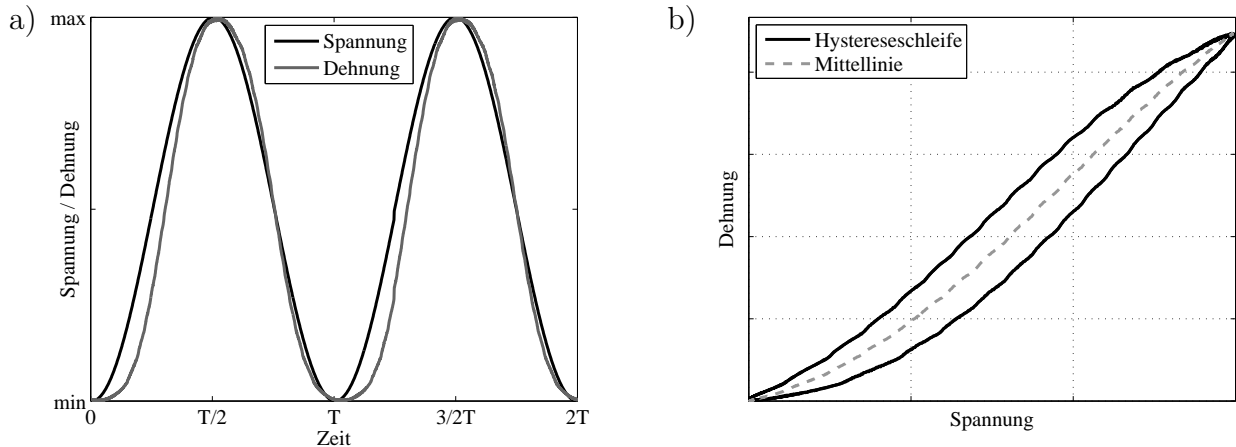


Abbildung 2.20: Typische Hystereseeffekte bei einem DE-Stapelaktor: a) Darstellung im Zeitbereich b) Hystereseschleife

Ausrichtung der Moleküle beim Dehnen steigert die Polariät in Richtung der Vorverformung und sinkt senkrecht dazu. Beide Effekte erhöhen die Nichtlinearität von DE-Aktoren und werden im Rahmen dieser Arbeit nur phänomenologisch, nicht jedoch in der numerischen Modellierung berücksichtigt, da sie für die relevanten Dehnungs- und Frequenzbereiche einen geringen Einfluss haben.

2.4.3 Quantifizierung und Kompensation der Nichtlinearität

Für den Einsatz in geregelten dynamischen Systemen ist ein möglichst lineares Aktorverhalten erstrebenswert. Daher ist es sinnvoll, die Aktornichtlinearität zu charakterisieren und zu kompensieren. Darauf wird in diesem Abschnitt näher eingegangen. Die prinzipielle Auswirkung der Nichtlinearität auf das statische und dynamische Systemverhalten wird dabei analytisch diskutiert. Anschließend werden zwei Linearisierungskonzepte betrachtet.

Analytische Betrachtung bei quadratischer Kennlinie

Da der MAXWELL-Druck quadratisch vom elektrischen Feld und damit die Auslenkung (bei kleinen Verformungen) quadratisch von der elektrischen Spannung abhängt, lassen sich die wesentlichen Effekte analytisch an einem Aktor mit quadratischer Kennlinie untersuchen:

Der Zusammenhang zwischen Ansteuerspannung und Auslenkung, die Aktorkennlinie, sei mit dem Proportionalitätsfaktor β als eine quadratische Funktion $z(t) = \beta u(t)^2$ beschrieben. Wird der Aktor mit einem harmonischen Spannungssignal der Form

$$u(t) = U_o + U_a \sin(\omega t) \quad (2.26)$$

angeregt, folgt für die Auslenkung

$$z(t) = \beta \left(U_o^2 + 2U_o U_a \sin(\omega t) + U_a^2 \sin^2(\omega t) \right). \quad (2.27)$$

Durch Anwendung des Additionstheorems $\sin^2(z) = \frac{1}{2}(1 - \cos(2z))$ ergibt sich

$$z(t) = \beta \left(U_o^2 + 2U_o U_a \sin(\omega t) + \frac{1}{2}U_a^2 - \frac{1}{2}U_a^2 \cos(2\omega t) \right). \quad (2.28)$$

Da für DE-Aktoren in dynamischen Applikationen ein unipolarer Betrieb notwendig ist, wenn die Ansteuerfrequenz die Antwort dominieren soll, gilt im Folgenden für das Verhältnis aus Gleichspannung U_o und Amplitude U_a

$$\eta = \frac{U_a}{U_o} \quad (2.29)$$

die Unipolaritätsbedingung $0 < \eta < 1$. Mit Hilfe dieses Spannungsverhältnisses folgt

$$z(t) = \beta U_o^2 \left(1 + \frac{1}{2}\eta^2 + 2\eta \sin(\omega t) - \frac{1}{2}\eta^2 \cos(2\omega t) \right). \quad (2.30)$$

Die Auslenkung setzt sich also aus mehreren Frequenzanteilen zusammen. Die Fourierkoeffizienten lauten

$$A_{z,0} = \left(1 + \frac{1}{2}\eta^2 \right) \beta U_o^2, \quad A_{z,1} = 2\eta \beta U_o^2, \quad A_{z,2} = \frac{1}{2}\eta^2 \beta U_o^2. \quad (2.31)$$

Die Geschwindigkeit und die Beschleunigung am Aktor berechnen sich zu

$$v(t) = \beta U_o^2 \left(2\eta \omega^2 \cos(\omega t) + \eta^2 \omega \sin(2\omega t) \right), \quad (2.32)$$

$$a(t) = \beta U_o^2 \left(-2\eta \omega^2 \sin(\omega t) + 2\eta^2 \omega^2 \cos(2\omega t) \right), \quad (2.33)$$

mit den Fourierkoeffizienten

$$\begin{aligned} A_{v,0} &= 0, & A_{a,0} &= 0, \\ A_{v,1} &= 2\eta \omega \beta U_o^2, & A_{a,1} &= 2\eta \omega^2 \beta U_o^2, \\ A_{v,2} &= 1\eta^2 \omega \beta U_o^2, & A_{a,2} &= 2\eta^2 \omega^2 \beta U_o^2. \end{aligned} \quad (2.34)$$

Die nullte Ordnung tritt nur in der Auslenkung auf. Sie stellt eine Nullpunktverschiebung dar und kann für dynamische Anwendungen unberücksichtigt bleiben. Die Anregung der zweiten Ordnung ist jedoch in der Regel ungünstig und zeigt die Notwendigkeit einer Linearisierung. Die Fourierkoeffizienten $A_{z,1}$ bzw. $A_{v,1}$ und $A_{a,1}$ sind dabei linear, $A_{z,2}$, $A_{v,2}$ und $A_{a,2}$ jedoch quadratisch vom Spannungsverhältnis η abhängig.

Definition des Klirrfaktors

Zur Quantifizierung der Nichtlinearität kann der *Klirrfaktor* verwendet werden, der den Anteil der höherharmonischen Frequenzanteile am Gesamtsignal angibt [88]. Der Begriff stammt aus dem Audibereich und ist der akustischen Wahrnehmung hochfrequenter Töne nachempfunden, die durch Nichtlinearitäten in Verstärkern, Lautsprechern etc. entstehen. Der Klirrfaktor ist definiert als

$$k = \frac{\sum_{n=2}^N A_n}{\sum_{n=1}^N A_n} \quad (2.35)$$

und wird meist in Prozent angegeben. Üblich ist auch die Angabe des *Klirrdämpfungsmaßes* in Dezibel. Es berechnet sich zu

$$D_k = 20 \text{ dB} \cdot \log_{10} \frac{1}{k}. \quad (2.36)$$

In diesem analytischen Beispiel treten nur höherharmonische Frequenzen der Ordnung zwei auf, während in realen DE-Aktoren die Antwort auch immer weitere höherharmonische Anteile enthält, die für die Berechnung des Klirrfaktors berücksichtigt werden müssen.

Linearisierung durch Reduktion des Spannungsverhältnisses

Die Berechnung der Fourierkoeffizienten zeigt, dass je kleiner das Verhältnis zwischen Amplitude und Gleichspannung ist, umso geringer ist das Verhältnis zwischen der Amplitude zweiter und erster Ordnung. Die entsprechenden Klirrfaktoren ergeben sich zu

$$k_z = \frac{\eta}{\eta + 4}, \quad k_v = \frac{\eta}{\eta + 2}, \quad k_a = \frac{\eta}{\eta + 1}. \quad (2.37)$$

Es ist also möglich, den Aktor durch Wahl eines niedrigen Amplitudenverhältnisses ($\eta < 0,5$) zu linearisieren. Das bedeutet eine Ansteuerung mit einer hohen Gleichspannung bei relativ niedrigen Amplituden.

Allerdings sinkt dadurch naturgemäß der nutzbare Aktorhub, die Differenz zwischen maximaler und minimaler Auslenkung, wie Abbildung 2.21a zeigt. Bei harmonischer Ansteuerung mit der Gleichspannung U_o und der Amplitude U_a ergibt sich für den Aktorhub z_{ges} :

$$z_{\text{ges}} = \beta(U_o + U_a)^2 - \beta(U_o - U_a)^2 \quad (2.38)$$

Der maximale Aktorhub $z_{\text{ges,max}}$ entsteht beim Spannungsverhältnis $\eta = 1$:

$$z_{\text{ges,max}} = \beta(U_o + U_a)^2. \quad (2.39)$$

Damit ergibt sich für die relative Auslenkung bezogen auf den Maximalwert der dimensionsloser Zusammenhang gemäß Gleichung 2.40, der in Abbildung 2.21b dargestellt ist.

$$\frac{z_{\text{ges}}}{z_{\text{ges,max}}} = \frac{((1 + \eta)^2 - (1 - \eta)^2)}{(1 + \eta)^2} = \frac{4\eta}{(1 + \eta)^2}. \quad (2.40)$$

Die Linearisierung durch Reduktion des Spannungsverhältnisses hat einen weiteren Vorteil, der ebenfalls im Diagramm in Abbildung 2.21b dargestellt ist. Bei gleicher Maximalspannung U_{max} , die in der Regel durch den Aktor oder den Verstärker gegeben ist, kann mit einem niedrigen Amplitudenverhältnis ein Großteil der Ansteuerleistung eingespart werden, ohne dass dabei viel Aktorauslenkung eingebüßt wird. Für die Maximalspannung gilt

$$U_{\text{max}} = U_a + U_o. \quad (2.41)$$

Mit Hilfe von Gleichung 2.29 folgt

$$\frac{U_a}{U_{\text{max}}} = \frac{\eta}{1 + \eta}. \quad (2.42)$$

Da die elektrische Ansteuerleistung P_{el} proportional zum Quadrat der Amplitude U_a ist, gilt

$$P_{\text{el}} \sim U_a^2 \quad (2.43)$$

und damit

$$P_{el}/P_{el,max} = \frac{4\eta^2}{(1+\eta)^2} \quad (2.44)$$

Wie die Gleichungen 2.40 und 2.44 und das Diagramm zeigen, lassen sich beispielsweise mit einem Amplitudenverhältnis $\eta = 1/3$ mit 25% der Ansteuerleistung noch 75% der maximalen Auslenkung generieren. Dieser Zusammenhang ist insbesondere für die Auslegung von effizienter Steuerelektronik für DE-Aktoren in dynamischen Applikationen interessant.

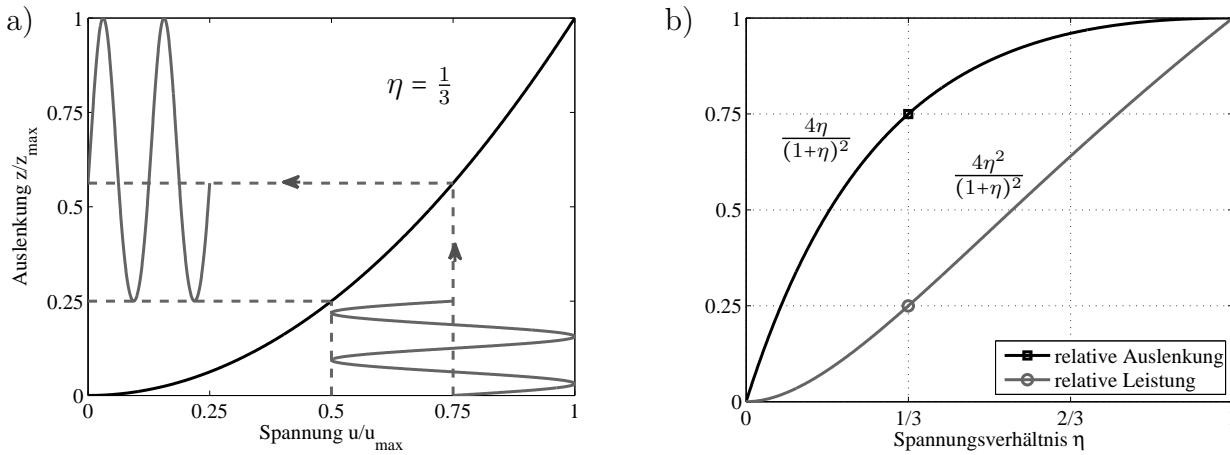


Abbildung 2.21: Ansteuerung eines DE-Aktors mit verringertem Spannungsverhältnis

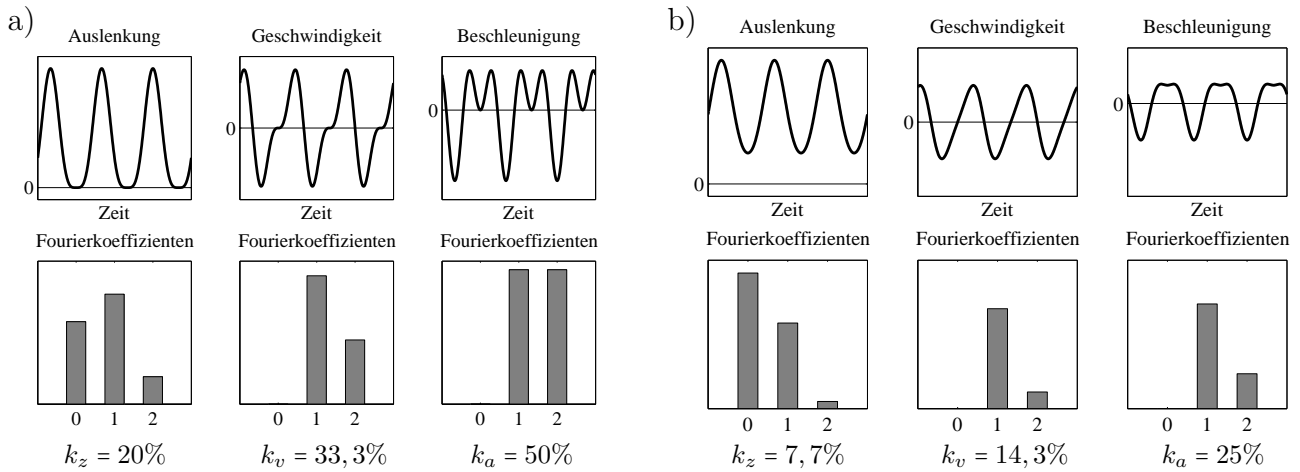


Abbildung 2.22: Zeitsignale, Fourierkoeffizienten und Klirrfaktoren für DE-Aktor mit quadratischer Kennlinie: a) $\eta = 1$, b) $\eta = 1/3$

Abbildung 2.22 veranschaulicht die Zeitsignale von Weg, Geschwindigkeit und Beschleunigung sowie deren spektrale Zusammensetzung und die zugehörigen Klirrfaktoren für $\eta = 1$ und $\eta = 1/3$ bei gleicher Maximalspannung. Es wird deutlich, dass durch die Reduktion des Amplitudenverhältnisses eine signifikante Linearisierung erreicht werden kann. Immer dann, wenn nicht die maximale Performance des Aktors abgerufen werden muss und eine gewisse Nichtlinearität in der Aktorantwort tolerierbar ist, empfiehlt sich diese Vorgehensweise. Im Zusammenspiel mit der Strukturdynamik können die verbleibenden höherharmonischen Anteile jedoch nachteilig wirken. Daher wird das Modell nun um dynamische Effekte erweitert.

Berücksichtigt man zusätzlich dynamische Effekte, die aus den Trägheitseffekten der angekoppelten Masse (Abbildung 2.23) resultieren, muss folgende Differentialgleichung gelöst werden:

$$m\ddot{z} + d\dot{z} + kz = \alpha u(t)^2. \quad (2.45)$$

Dabei ist m die dynamische Masse, k die (linearisierte) Steifigkeit des Aktors und d seine Dämpfungskonstante. Der Proportionalitätsfaktor α beschreibt den quadratischen Zusammenhang zwischen der Spannung und der aktorisch erzeugten Kraft. Analog zur Vorgehensweise in Gleichung 2.30 erhält man

$$m\ddot{z} + d\dot{z} + cz = \beta U_o^2 \left(1 + 2\eta \sin(\omega t) + \frac{1}{2}\eta^2 - \frac{1}{2}\eta^2 \cos(2\omega t) \right). \quad (2.46)$$

Lösen der Differentialgleichung mit einem Ansatz vom Typ der rechten Seite

$$z(t) = C_1 \sin(\omega t) + C_2 \cos(\omega t) + C_3 \sin(2\omega t) + C_4 \cos(2\omega t) + C_5 \quad (2.47)$$

führt über Koeffizientenvergleich auf

$$C_1 = \frac{2(\Omega^2 - 1)}{(\Omega^2 - 1)^2 + 4D^2\Omega^2} \frac{\beta U_o^2}{k}, \quad (2.48)$$

$$C_2 = \frac{4D\Omega}{(\Omega^2 - 1)^2 + 4D^2\Omega^2} \frac{\beta U_o^2}{k}, \quad (2.49)$$

$$C_3 = -\frac{2\eta^2 D\Omega}{(4\Omega^2 - 1)^2 + 16D^2\Omega^2} \frac{\beta U_o^2}{k}, \quad (2.50)$$

$$C_4 = \frac{(4\Omega^2 - 1)\eta^2}{2(4\Omega^2 - 1)^2 + 32D^2\Omega^2} \frac{\beta U_o^2}{k}, \quad (2.51)$$

$$C_5 = \left(1 + \frac{1}{2}\eta^2 \right) \frac{\beta U_o^2}{k}, \quad (2.52)$$

mit den dimensionslosen Größen

$$D = \frac{d}{2\sqrt{mk}} \quad \text{und} \quad \Omega = \frac{\omega}{\omega_0} = \omega \sqrt{\frac{m}{k}}. \quad (2.53)$$

Die Fourierkoeffizienten berechnen sich dann zu

$$A_0 = C_5, \quad A_1 = \sqrt{C_1^2 + C_2^2}, \quad A_2 = \sqrt{C_3^2 + C_4^2}. \quad (2.54)$$

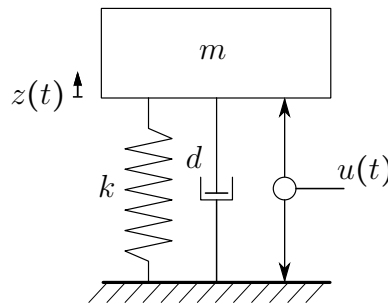


Abbildung 2.23: DE-Aktor mit aufliegender Masse

In Abbildung 2.24 sind in der oberen Reihe die Fourierkoeffizienten der Auslenkung, der Geschwindigkeit und der Beschleunigung in Abhängigkeit von der Frequenz dargestellt (für $\eta=1$ und $D=10\%$). Es wird deutlich, dass die Ergebnisse für die quasistatische Betrachtung in dieser Lösung für $\omega \rightarrow 0$ enthalten sind. Bei der halben Resonanzfrequenz hat der Koeffizient A_2 jeweils ein Maximum, bei dem die Eigenfrequenz des Systems als zweite Ordnung angeregt wird. In der unteren Zeile sind die Klirrfaktoren zu den oberen Anregungsfällen aufgetragen. Die Ergebnisse zeigen, dass bei ungünstigen Anregungsfrequenzen selbst bei niedrigen Amplitudenverhältnissen die Antwort stark verzerrt und hohe nichtlineare Anteile aufweisen kann. Dieser Effekt ist umso ausgeprägter, je schwächer die angeregte Struktur gedämpft ist. Wenn diese Nichtlinearität nicht mehr tolerierbar ist, muss zu einer vorgelagerten Kompensation gegriffen werden, die im folgenden Abschnitt erläutert wird.

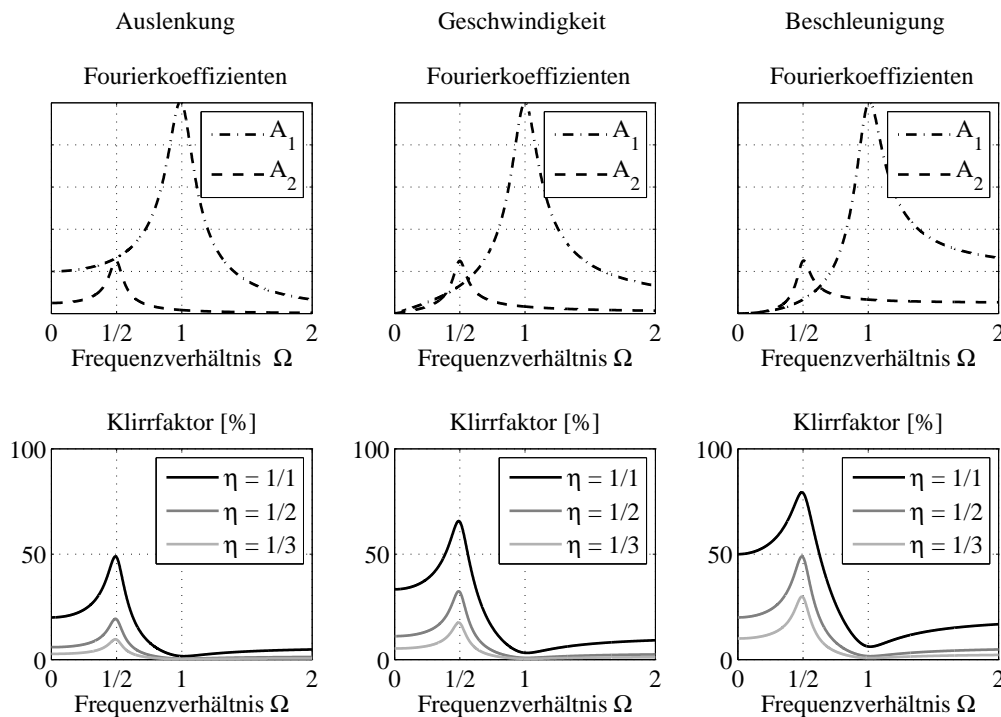


Abbildung 2.24: Fourierkoeffizienten und Klirrfaktor über der Frequenz

Linearisierung durch inverse Kennlinie

Ein einfacher, anschaulicher Ansatz zur Linearisierung ist das Vorschalten eines Systems mit einer zum Ausgangssystem inversen Kennlinie (Abbildung 2.25).

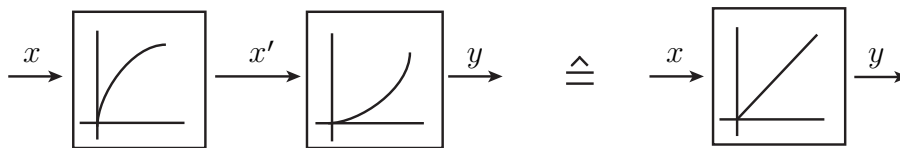


Abbildung 2.25: Linearisierung durch Vorschalten der inversen Kennlinie

Mathematisch lässt sich dies folgendermaßen beschreiben: ist $y = f(x')$ eine nichtlineare Funk-

tion, so lässt sich unter Voraussetzung der Injektivität eine Umkehrfunktion $x' = f^{-1}(y)$ bilden. Der gewünschte Ausgangswert y soll proportional zu einem Steuersignal x sein, sodass $y = \alpha x$ gilt.

Werden nun $f^{-1}(x)$ und $f(x')$ in Reihe geschaltet und mit dem Steuersignal x beaufschlagt, ergibt sich der gesamte Zusammenhang zu

$$y = f(x') = f(f^{-1}(\alpha x)) = \alpha x. \quad (2.55)$$

Das System zeigt also ein lineares Übertragungsverhalten. Auf diese Weise kann theoretisch eine vollständige Linearisierung erreicht werden. In der Praxis ist die analytische Beschreibung des Aktors (und damit auch seiner Umkehrfunktion) immer mit Idealisierungen verbunden. Beim Anwenden der idealisierten Inversen auf die reale Kennlinie verbleiben daher Nichtlinearitäten. Die Güte der erreichbaren Linearisierung hängt von der Genauigkeit der analytischen Beschreibung ab. Durch eine experimentelle Bestimmung der Aktorkennlinie können weitere, analytisch vernachlässigte Effekte berücksichtigt werden. Die ermittelte Kennlinie kann dann mit einer analytischen Funktion approximiert und invertiert oder direkt als Tabelle hinterlegt werden. Dieser Vorgang muss jedoch für jeden Aktor neu durchgeführt werden und stellt daher eine aufwändige Vorgehensweise dar. Ob dieser Aufwand gerechtfertigt ist, muss je nach Anwendung beurteilt werden. Bei DE-Aktoren in dynamischen Anwendungen, bei denen die Auslenkungen vergleichsweise klein sind, kann in der Regel bereits mit einer inversen quadratischen Funktion eine ausreichende Steigerung der Linearität erzielt werden [89]. Für das unipolare Spannungssignal $u(t)$ gilt dann folgender Zusammenhang mit dem bipolaren Steuersignal $x(t)$:

$$u(t) = \sqrt{U_o^2 + x(t)}. \quad (2.56)$$

Bei dem in Kapitel 6 vorgestellten Aktor wird sowohl die Linearisierung durch Reduktion des Spannungsverhältnisses als auch durch Vorschalten einer Wurfelfunktion bzw. durch eine Kombination beider Maßnahmen demonstriert (Kapitel 5.4).

2.5 Finite-Elemente-Methode zur Berechnung von DE-Aktoren

Die meisten Arbeiten zur Modellierung von DE-Aktoren verwenden analytische Modelle zur Berechnung der Deformation. Dies ist aber nur bei einfach Geometrien und Randbedingungen geschlossen möglich, bei komplexeren Konfigurationen wird eine analytische Beschreibung des Verformungsverhaltens zu aufwändig. Daher wird im Rahmen dieser Arbeit die Finite-Elemente-Methode (FEM) eingesetzt. Mit ihrer Hilfe kann das mechanische, elektrische und elektromechanische Verhalten im Detail berechnet und das geometrische Design optimiert werden.

In diesem Abschnitt werden daher zunächst einige grundlegende Aspekte zur Modellierung von DE-Aktoren mit Finiten Elementen (FE) aufgezeigt und die wesentlichen Modellierungsannahmen dargestellt. Auf diesen Grundlagen bauen die numerischen Untersuchungen in den nachfolgenden Kapitel auf.

2.5.1 Mechanische Entsprechung des Maxwell-Drucks

Die FEM hat sich dank der rasanten Steigerung der Rechnerleistung in den letzten Jahrzehnten zum unverzichtbaren Werkzeug im Ingenieurwesen entwickelt. Eine ihrer wichtigsten Einsatzgebiete ist die elastostatische Berechnung mechanischer Strukturen. Dazu muss allgemein die Gleichung

$$\mathbf{K}\mathbf{u} = \mathbf{F} \quad (2.57)$$

gelöst werden, wobei \mathbf{K} die Steifigkeitsmatrix des Systems, \mathbf{u} den Verschiebungs- und \mathbf{F} den Lastvektor bezeichnet. Wenn elektromechanische Analysen durchgeführt werden sollen, müssen Elementformulierungen verwendet werden, die neben den mechanischen Freiheitsgraden \mathbf{u} als elektrischen Freiheitsgrad das Potential \mathbf{v} besitzen und in denen Kopplungsbeziehungen zwischen elektrischen und mechanischen Größen implementiert sind. Anders als bei piezoelektrischen Problemstellungen sind bei elektroelastischen Systemen jedoch die Nebenelemente der Systemmatrix nicht besetzt, da es keine direkte Kopplung der elektrischen und mechanischen Größen gibt. Die aktorische Deformation wird hier über elektrostatische Kräfte hervorgerufen, die auf der rechten Seite im Lastvektor stehen. Die zu lösende Gleichung ergibt sich in diesem Fall zu:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K} & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{C} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{u} \\ \mathbf{v} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{F} + \mathbf{F}^e \\ \mathbf{Q} \end{bmatrix}. \quad (2.58)$$

Dabei ist \mathbf{C} die Koeffizientenmatrix der dielektrischen Permittivität und \mathbf{Q} der elektrische Lastvektor, der sich aus Knoten-, Flächen- und Volumenladungen ergibt. Der Vektor \mathbf{F}^e stellt die aus dem elektrischen Feld resultierenden mechanischen Lasten dar. Er folgt aus

$$\mathbf{F}^e = - \int_{\text{vol}} \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma}_M d(\text{vol}). \quad (2.59)$$

\mathbf{B} bezeichnet dabei die Dehnungs-Verschiebungs-Matrix, die in der FEM die Dehnungen $\boldsymbol{\varepsilon}$ mit den Verschiebungen \mathbf{u} koppelt:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B}\mathbf{u}. \quad (2.60)$$

Der MAXWELL-Spannungstensor $\boldsymbol{\sigma}_M$ folgt aus den anliegenden Feldgrößen. Allgemein gilt für ihn in Indexschreibweise [90]

$$\sigma_{M,ij} = \varepsilon_0 \varepsilon_r E_i E_j + \frac{1}{\mu_0} B_i B_j - \frac{1}{2} \left(\varepsilon_0 \varepsilon_r E^2 + \frac{1}{\mu_0} B^2 \right) \delta_{ij}, \quad (2.61)$$

wobei \mathbf{E} der Vektor des elektrischen Feldes und \mathbf{B} der Vektor des magnetischen Feldes ist. Im Falle der reinen Elektrostatik fallen die magnetischen Terme weg, sodass gilt

$$\sigma_{M,ij} = \varepsilon_0 \varepsilon_r E_i E_j - \frac{1}{2} \varepsilon_0 \varepsilon_r E^2 \delta_{ij}. \quad (2.62)$$

Ein elektrisches Feld bewirkt also immer einen dreidimensionalen Spannungszustand im Dielektrikum, die Hauptdiagonale des Spannungstensors ist immer voll besetzt.

Exemplarisch soll der Effekt an einem idealen dielektrischen Elastomer gezeigt werden, bei dem die Feldlinien nur in der z -Richtung des Koordinatensystems wirken. Für

$$\mathbf{E} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ E_z \end{bmatrix} \quad \text{folgt} \quad \boldsymbol{\sigma}_M = \frac{1}{2} \varepsilon_0 \varepsilon_r E_z^2 \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{bmatrix}. \quad (2.63)$$

Es wird deutlich, dass die Spannung in z -Richtung nur halb so groß ist wie Gleichung 2.6 für den MAXWELL-Druck angibt, dafür existieren aber auch Spannungen in x - und y -Richtung. Mit Hilfe des dreidimensionalen Hooke'schen Gesetzes für isotrope Medien [91]

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \frac{1}{E_P} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & 1 & -\nu & 0 & 0 & 0 \\ -\nu & -\nu & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.64)$$

lässt sich zeigen, dass dieser Spannungszustand bei inkompressiblem Material ($\nu=0,5$) an einem dreidimensionalen Element den gleichen Effekt hat wie ein einaxialer Spannungszustand mit der doppelten Spannung in z -Richtung (Abbildung 2.26).

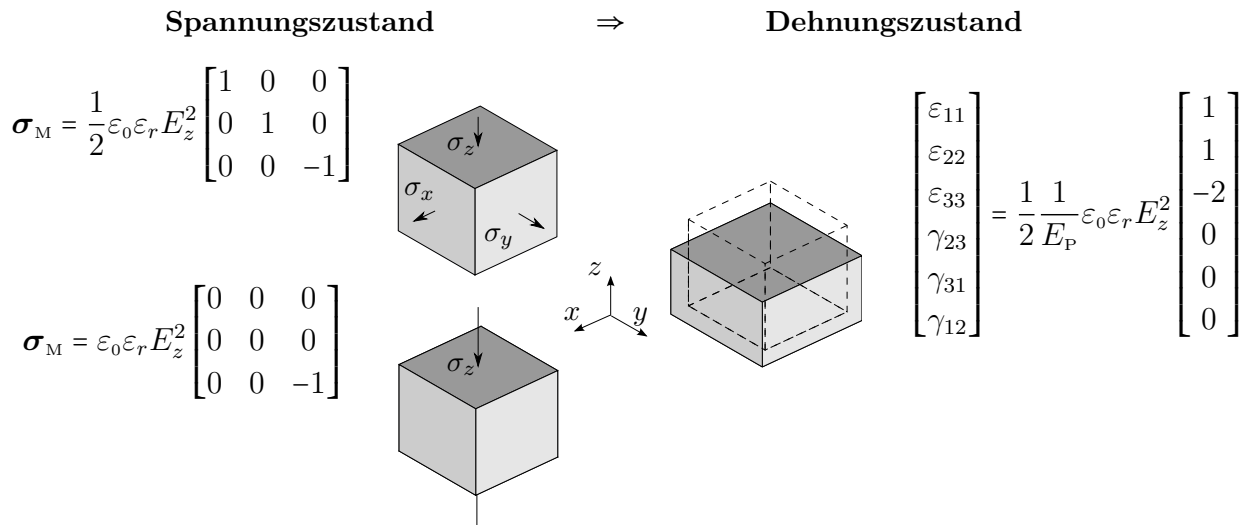


Abbildung 2.26: Deformation eines idealen DE-Elements aufgrund des MAXWELL-Drucks

Daher kann, wenn das elektrische Potential bekannt ist, das Element sich frei verformen kann und die Ladungsverteilung nicht von Interesse ist, der MAXWELL-Druck für homogene elektrische Felder als mechanische Flächenlast aufgegeben werden, um die aktorische Deformation zu berechnen. Dieser Ansatz ist in vielen Arbeiten zur Berechnung von DE-Aktoren gewählt worden [92, 93, 94] und wird auch für das 2D-FE-Modell in Abschnitt 4.1 verwendet. Für das detailliertere 3D-FE-Modell in Abschnitt 4.2, bei dem die Inhomogenität des elektrischen Feldes berücksichtigt werden soll, wird allerdings die gekoppelte elektromechanische Beschreibung implementiert, die dann auch eine Berechnung der Ladungen auf den Elektroden und damit der Kapazität erlaubt.

2.5.2 Modellierungsannahmen

Alle numerischen Untersuchungen in dieser Arbeit werden mit dem FE-Programm ANSYS⁴ durchgeführt. Den Berechnungen liegen grundsätzlich folgende Annahmen zugrunde:

⁴Ansyes Classic APDL, Version 14.5

- *quasistatische Deformation*

Dynamische Effekte, die eine Frequenzabhängigkeit des Aktorverhaltens hervorrufen, werden vernachlässigt.

- *vollständige Materialhomogenität*

Eventuelle Materialinhomogenitäten (sowohl des Elastomers als auch der Elektroden) werden nicht berücksichtigt, das Material wird als vollständig homogen angenommen.

- *konstante Permittivität des Dielektrikums*

Es wird mit konstanter, dehnungsunabhängiger Permittivität gerechnet, da von vergleichsweise kleinen Dehnungen (max. 5% in Dickenrichtung) ausgegangen wird. Außerdem wird die Permittivität als frequenzunabhängig angenommen.

- *isotropes Materialverhalten*

Das Material wird hinsichtlich Elastizität und Permittivität als richtungsunabhängig angenommen, da bei Elastomeren in der Regel keine ausgeprägte Anisotropie vorliegt⁵.

- *ausreichend feine Vernetzung*

Die Netzgröße wird jeweils so gewählt, dass der Diskretisierungsfehler klein bleibt. Dies kann im Einzelfall durch Konvergenzbetrachtungen an einem sukzessiv verfeinerten Netz überprüft werden. Eine solche Untersuchung ist in Abschnitt 3.1.1 und 4.1.1 dargestellt.

⁵Eine mechanische Anisotropie liegt bei dielektrischen Elastomeren höchstens dann vor, wenn eine hohe Vordehnung aufgebracht wurde [95]. Bei DE-Stapelaktoren, insbesondere bei dem hier diskutierten Konzept, wird das Material jedoch nicht vorgedehnt.

Kapitel 3

Konzept des DE-Stapelaktors mit gelochten Elektroden

Konventionelle DE-Stapelaktoren mit dehnfähigen Elektroden weisen für den Einsatz in strukturdynamischen Anwendungen prinzipbedingte Limitationen auf. Zum einen begrenzt die niedrige Leitfähigkeit der Elektroden den Frequenzbereich der Aktoren und sorgt für hohe elektrische Verluste, zum anderen treten bei der Anbindung an mechanisch dehnstarre Strukturen im Randbereich hohe mechanische Verluste auf, die gerade für den lasttragenden, strukturkonformen Einbau nachteilig sind. In diesem Kapitel werden zunächst die mechanischen Verluste konventioneller DE-Stapelaktoren mit Hilfe von FE-Modellen quantifiziert und anschließend ein neues Designkonzept für DE-Aktoren vorgestellt, das für den Einsatz in strukturdynamischen Anwendungen viele Vorteile vereint. Diese werden im Einzelnen erläutert und verschiedene mögliche Konstruktionsvarianten diskutiert.

3.1 Leistungsverlust konventioneller DE-Aktoren bei dehnstarrer Anbindung

Dehnstarre mechanische Anbindungen führen bei einem konventionellen Elastomer-Stapelaktor mit dehnfähigen Elektroden prinzipbedingt zu Leistungsverlusten, da die Anbindungen die Verformung der aktiven Schichten behindern [32]. Dieser in Abbildung 3.1 skizzierte Effekt begrenzt den Einsatz insbesondere von flachen DE-Stapelaktoren in Kombination mit dehnstarrten Strukturen, wie sie in typisch maschinenbaulichen Anwendungsszenarien zu finden sind. Stapelaktoren mit dehnfähigen Elektroden können nur dann zweckmäßig mit mechanisch steifen Anschlüssen versehen werden, wenn sie schlank ausgeführt sind, dann allerdings neigen sie zu Stabilitätsversagen und sind nur begrenzt auf Druck belastbar.

Um dennoch eine Verformung zu ermöglichen, kann eine verringerte Anbindungsfläche realisiert oder passive elastomere Zusatzschichten auf beiden Seiten des Stapelaktors hinzugefügt werden [6, 96]. Beide Maßnahmen bewirken eine Steigerung der Verformung, reduzieren aber die Kraftentwicklung des Aktors. In diesem Abschnitt soll sowohl der Einfluss der dehnstarrten Anbindungen auf die Verformung als auch die Wirkung möglicher Abhilfemaßnahmen anhand einfacher parametrischer FE-Modelle gezeigt und quantifiziert werden.

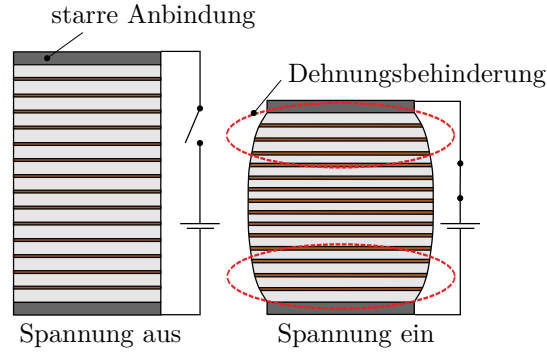


Abbildung 3.1: Dehnungsbehinderung bei DE-Stapelaktoren mit dehnfähigen Elektroden

3.1.1 Einfluss der Dehnungsbehinderung auf das Verformungsverhalten

Das Modell für die numerischen Untersuchungen ist in Abbildung 3.2a skizziert. Es besteht aus einem zylindrischen Stapelaktor der Höhe h_a mit dem Radius r_g (im unverformten Zustand). Die obere und untere Fläche sind dehnstarr, d.h. dass dort keine Verformungen in der Ebene zulässig sind. Die obere Anbindung ist entweder (wie dargestellt) in vertikaler Richtung verschieblich, um den freien Aktorhub z zu bestimmen, oder ebenfalls fest eingespannt, um die Blockierkraft F_B zu ermitteln. Zur parametrischen Untersuchung wird das dimensionslose Seitenverhältnis γ eingeführt:

$$\gamma = \frac{2r}{h_a}. \quad (3.1)$$

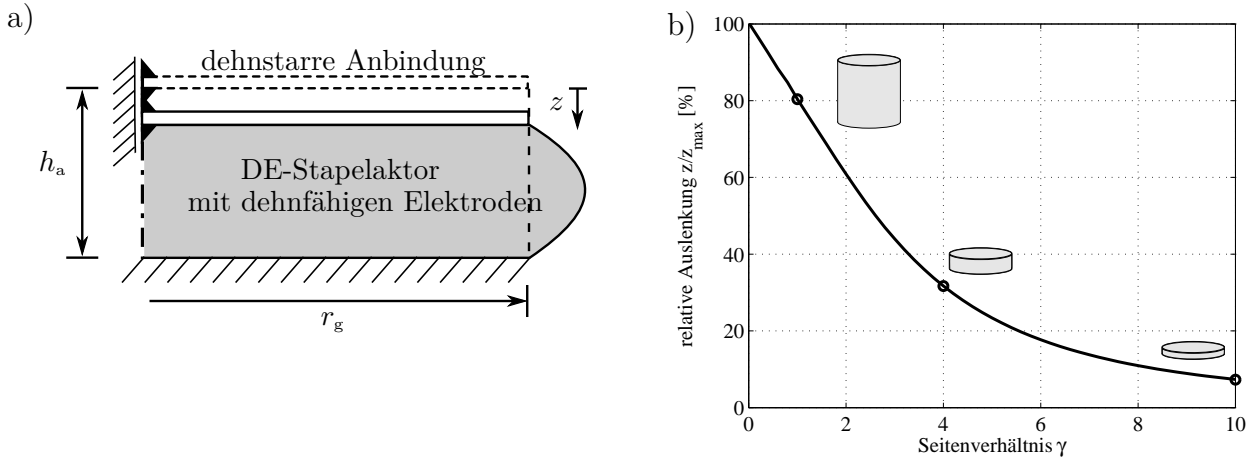


Abbildung 3.2: Verformung eines DE-Stapelaktors mit dehnfähigen Elektroden und dehnstarrten Rändern: a) Modell und b) Simulationsergebnisse

Das Modell wird als rotationssymmetrisches 2D-Modell mit planaren elektroelastischen Elementen in ANSYS erstellt. Eine etwaige Steifigkeit der Elektroden wird dabei vernachlässigt und auch kein passiver Randbereich in radialer Richtung modelliert¹. Das elektrische Feld wird

¹Ein solcher Randbereich ist in der Praxis allerdings notwendig, um einen elektrischen Überschlag am Rand zu vermeiden und bewirkt eine weitere Reduktion der Auslenkung z und der Aktorkraft F . Die Leistung eines Aktors mit dehnfähigen Elektroden ist daher real noch geringer als in diesem Modell angenommen.

verteilt über alle aktiven Schichten aufgebracht, indem an den beiden Randschichten ein einheitliches Potential angelegt wird. Da es um eine prinzipielle Parameterstudie geht, wird linear mit kleinen Verformungen gerechnet und die Ergebnisse als bezogene Größen dargestellt. Damit sind die Ergebnisse unabhängig von der konkreten Dimension des Modells und den speziellen Materialparametern und daher allgemeingültig im Rahmen der Modellannahmen.

Für verschiedene Werte des Geometrieparameters γ werden bei einer gegebenen Feldstärke E die freie Auslenkung z bei vertikal verschieblichem oberem Rand sowie die Blockierspannung $\sigma_z = F_B / \pi r^2$ im geklemmten Zustand ermittelt. Aus Symmetriegründen ist es ausreichend, nur die untere Hälfte des Modells zu berechnen, sofern entsprechende Randbedingungen an der horizontalen Symmetrieachse berücksichtigt werden. Die Elementgröße soll so gewählt sein, dass der Diskretisierungsfehler vernachlässigbar bleibt.

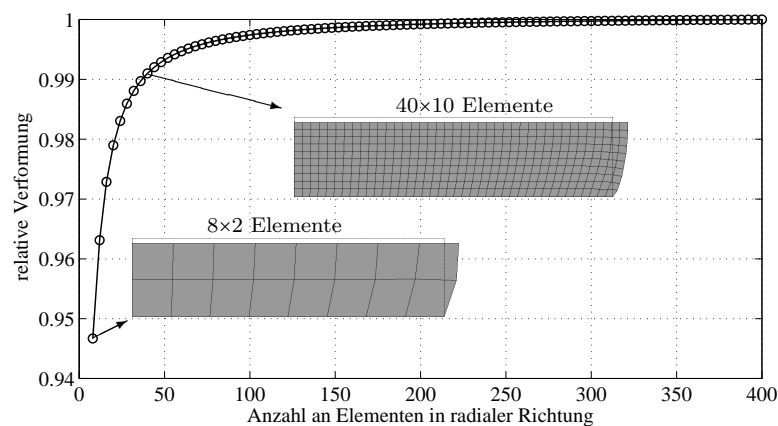


Abbildung 3.3: Einfluss der Netzgröße im 2D-Modell mit starrer Anbindung (für ein Seitenverhältnis γ von 4,0)

Dies kann mit Hilfe einer Konvergenzbetrachtung überprüft werden, wie sie in Abbildung 3.3 für $\gamma = 4,0$ dargestellt ist. Es wird deutlich, dass die berechnete Auslenkung und damit die Nachgiebigkeit mit zunehmender Netzfeinheit steigt. Für 100 Elemente in radialer Richtung kann jedoch der relative Fehler für diese Geometrie bereits deutlich unter 1% gehalten werden. Abbildung 3.4 zeigt das FE-Modell exemplarisch für $\gamma = 4,0$ mit 100×25 Elementen im verformten Zustand. Die größten Verzerrungen treten erwartungsgemäß am äußeren Rand der Einspannung auf.

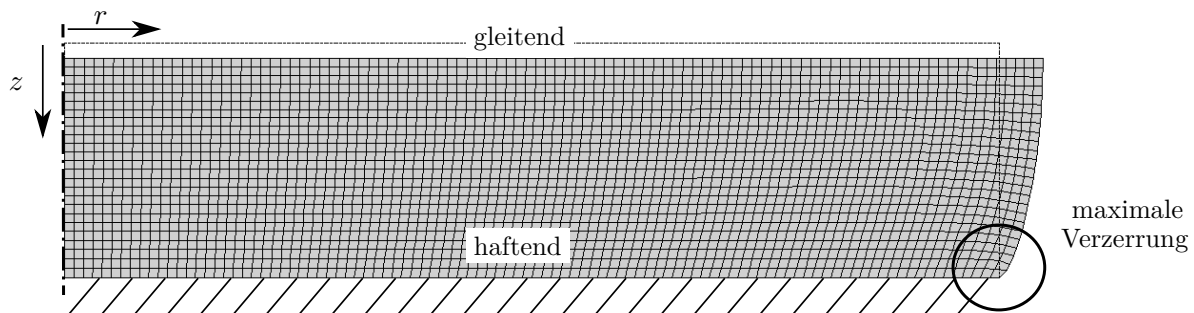


Abbildung 3.4: FE-Modell eines DE-Aktors mit dehnfähigen Elektroden und dehnstarrten Rändern

Das Modell wird für verschiedene Seitenverhältnisse $\gamma \leq 10$ untersucht und die dazugehörige freie Auslenkung z auf die maximal mögliche Auslenkung z_{\max} eines idealen Aktors mit dehnfähigen Elektroden ohne Dehnungsbehinderung am Rand bezogen. Es gilt gemäß Gleichung 2.7:

$$z_{\max} = \varepsilon_0 \varepsilon_r \frac{1}{E_p} E^2 h_a. \quad (3.2)$$

Abbildung 3.2b zeigt die Ergebnisse der numerischen Parameterstudie. Es wird deutlich, dass die dehnstarre Anbindung prinzipbedingt zu Dehnungsverlusten in Dickenrichtung führt: Ein Aktor, dessen Durchmesser gerade seiner Höhe entspricht ($\gamma=1$), verformt sich verglichen mit einer ideal freien Konfiguration nur noch um 80%, ein Aktor mit einem Seitenverhältnis γ von 4 nur noch um ca. 32% und ein Aktor, dessen Durchmesser der zehnfachen Dicke entspricht, nur noch um etwa 7%.

3.1.2 Verkleinerte, dehnstarre Anbindung

Ein möglicher konstruktiver Ansatz zur Steigerung des Deformationsvermögens ist die Verkleinerung der mechanischen Anbindungsfläche auf einen Kreis mit dem Radius r_f mit $r_f \leq r_g$. Dadurch kann sich der äußere Teil des Aktors frei verformen. Das zugehörige Modell ist in Abbildung 3.5a gezeigt. Eine weitere dimensionslose Größe ϑ beschreibt dabei das Verhältnis zwischen Anbindungsfläche (πr_f^2) und Aktorfläche (πr_g^2):

$$\vartheta = \frac{\pi r_f^2}{\pi r_g^2} = \left(\frac{r_f}{r_g} \right)^2. \quad (3.3)$$

Anhand dieses Modells wird ebenfalls eine Parameterstudie mit Hilfe des FE-Modells für verschiedene Seitenverhältnisse γ und Flächenverhältnisse ϑ durchgeführt. Praktische Schwierigkeiten, die sich bei der Realisierung eines solchen Aufbaus für extreme Konfigurationen ergeben, werden hierfür außer Acht gelassen. Wie zuvor wird mit kleinen Verformungen gerechnet und es werden vollständig dehnstarre mechanische Anschlüsse angenommen. Auch hier wird aus der im Modell ermittelten Blockierkraft F_B die Aktorspannung $\sigma_z = F_B / \pi r^2$ ermittelt.

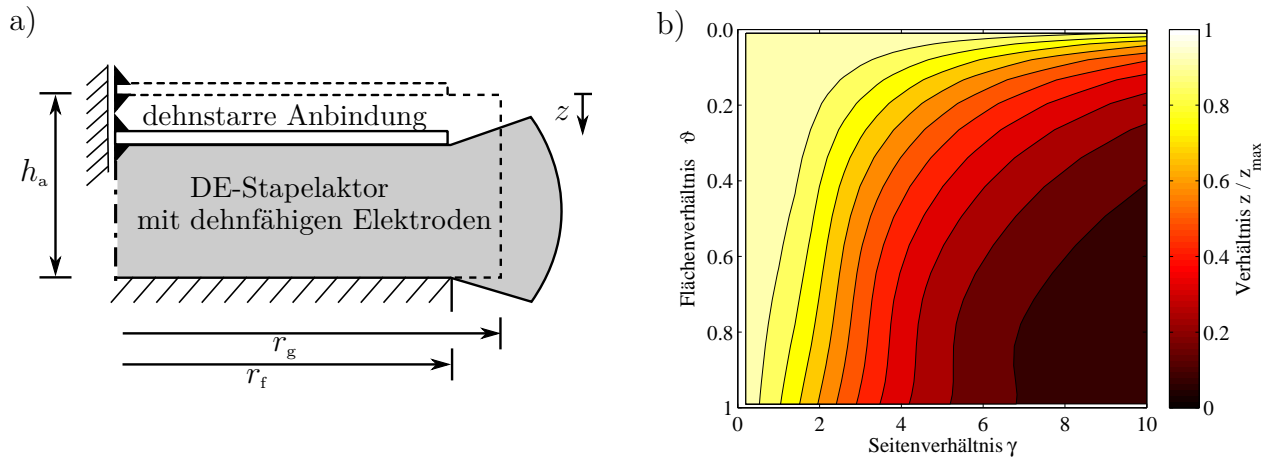


Abbildung 3.5: Verformung eines DE-Stapelaktors mit dehnfähigen Elektroden und verkleinerter, dehnstarrer Anbindung: a) Modell und b) relative Auslenkung z/z_{\max}

Abbildung 3.5b zeigt die Simulationsergebnisse für eine Fülle an Parameterkombinationen. Das Profil zeigt am unteren Rand für $\vartheta \rightarrow 1$ den bereits in Abbildung 3.2b gezeigten Zusammenhang zwischen Seitenverhältnis und relativer Auslenkung. Der obere Teil des Profils zeigt entsprechend die Steigerung der Auslenkung, die mit Flächenverhältnissen $0 < \vartheta < 1$ erreicht werden kann.

Allerdings sinkt durch die verringerte Anbindungsfläche ebenfalls die Aktorkraft bzw. die auf die Gesamtfläche bezogene Aktorspannung σ_z , wie Abbildung 3.6a demonstriert. Für ein gegebenes Seitenverhältnis γ nimmt der dargestellte Wert für $\sigma_z/\sigma_{z,\max}$ stetig mit kleiner werdender Anbindungsfläche ab. In Abbildung 3.6b ist die Multiplikation beider Effekte in Form des Arbeitsvermögens gezeigt. Es zeigt sich, dass keine Steigerung des Arbeitsvermögens erreicht werden kann, der Verlust der Aktorkraft also den Dehnungsgewinn überwiegt.

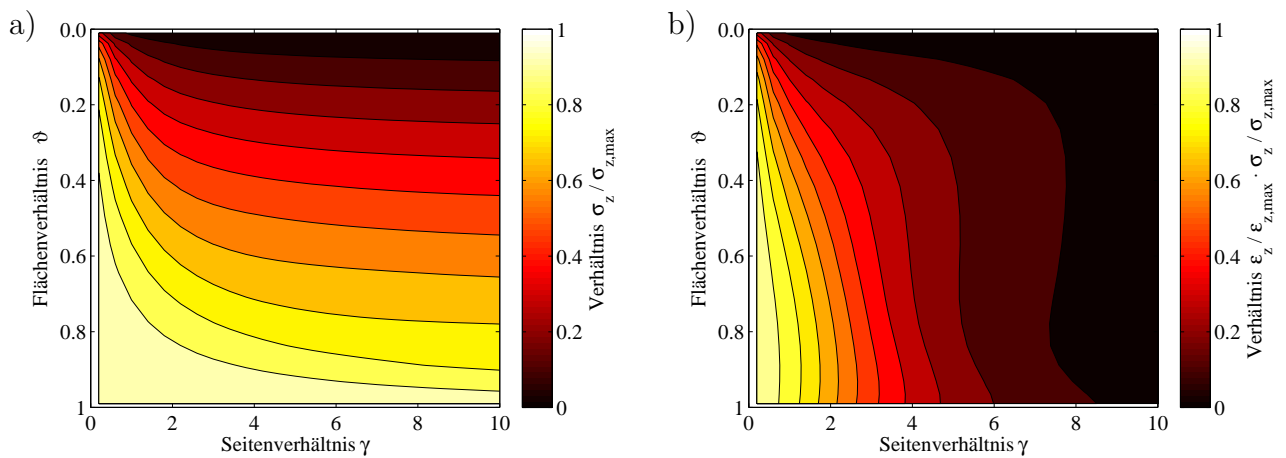


Abbildung 3.6: Verformung eines DE-Stapelaktors mit dehnfähigen Elektroden und verkleinerter, dehnstarrer Anbindung: a) relative Spannung σ/σ_{\max} und b) relatives Arbeitsvermögen $\epsilon/\epsilon_{\max} \cdot \sigma_z/\sigma_{z,\max}$

3.1.3 Passive Ausgleichsschichten

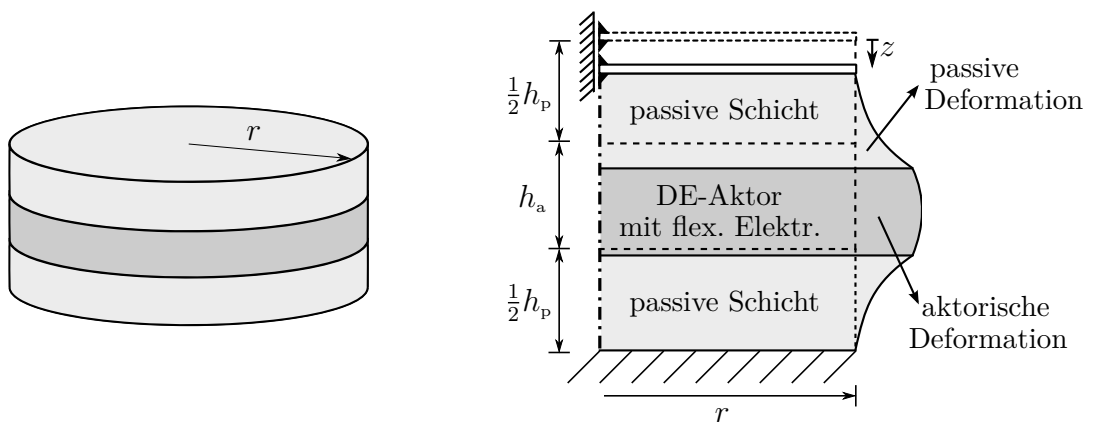


Abbildung 3.7: Modell zur Untersuchung des Einflusses passiver Ausgleichsschichten

Eine weitere Möglichkeit, die aktorische Deformation in Dickenrichtung trotz dehnstarrer Anbindung zu steigern, ist die Verwendung passiver Zusatzschichten, die symmetrisch auf beiden

Seiten des Stapelverbunds hinzugefügt werden. Das entsprechende Modell für die numerischen Untersuchungen ist in Abbildung 3.7 gezeigt. Es besteht wiederum aus einem Stapelaktor der Höhe h_a und zwei passiven Elastomerschichten des gleichen Materials mit jeweils der Höhe $\frac{1}{2}h_p$. Alle Schichten sind rotationssymmetrisch und haben den Radius r . In diesem Fall sind die oberste und unterste Fläche der passiven Schichten dehnstarr, die obere Anbindung wieder entweder in vertikaler Richtung verschieblich oder ebenfalls fest eingespannt. Zur parametrischen Untersuchung wird das Höhenverhältnis ξ als eine neue dimensionslose Größe eingeführt, die das Verhältnis zwischen passivem und aktivem Material angibt:

$$\xi = \frac{h_p}{h_a}. \quad (3.4)$$

Auch hier werden für verschiedene Kombinationen der Geometrieparameter ξ und γ bei gegebener Feldstärke E die freie Auslenkung z sowie die Blockierspannung σ_z ermittelt. Aus Symmetriegründen ist es ausreichend, nur die untere Hälfte des Modells zu berechnen, sofern entsprechende Randbedingungen berücksichtigt werden.

Erwartungsgemäß begünstigen passive Schichten eine Auslenkung in Dickenrichtung, die relative Auslenkung z/z_{\max} ist in Abbildung 3.9a für verschiedene Höhenverhältnisse ξ aufgetragen. Um allerdings auch bei flachen Aktoren ($\gamma \gg 1$) eine relevante Verformung zu erhalten, ist viel passives Material notwendig. So muss für einen Aktor mit einem Seitenverhältnis von 10 etwa die vierfache Stapelhöhe passives Material aufgewendet werden, um 80% der maximal möglichen Verformung zu erhalten. Damit sinkt die auf die Gesamthöhe bezogene Dehnung $\varepsilon = z/(h_a + h_p)$, die in Abbildung 3.8b bezogen auf die maximale freie Dehnung ohne passive Schichten ε_{\max} dargestellt ist. Der Graph zeigt, dass passive Ausgleichsschichten in gewissem Maße sogar die Gesamtdehnung des Stapelverbunds erhöhen können, zu jedem Höhenverhältnis γ existiert ein Optimum an passivem Zusatzmaterial für maximale Dehnung (gestrichelte Kurve).

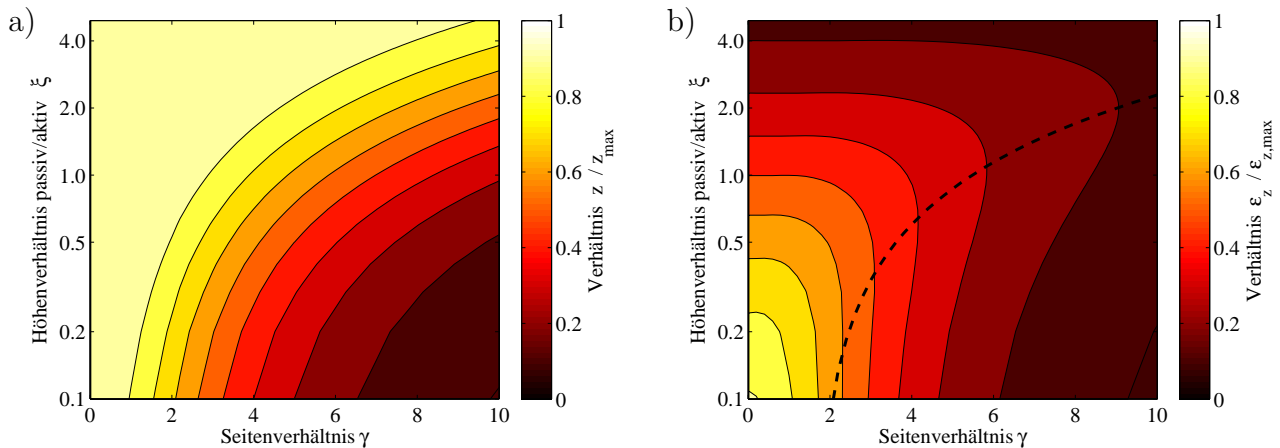


Abbildung 3.8: Verformung eines DE-Stapelaktors mit dehnfähigen Elektroden, dehnstarrten Rändern und passiven Ausgleichsschichten: a) relative Auslenkung z/z_{\max} und b) relative Dehnung $\varepsilon_z/\varepsilon_{z,\max}$

Allerdings wird die nach außen wirksame Aktorkraft durch die verminderte Steifigkeit des Gesamtverbunds gemindert. Abbildung 3.9a zeigt die elektromechanisch generierte Spannung

σ_z bei verschiedenen Höhenverhältnissen mit unterschiedlich dicken passiven Schichten bezogen auf die maximale Spannung des idealen Aktors ohne passive Schichten σ_{\max} . Je mehr passives Material verwendet wird, umso stärker sinkt die Blockierkraft. Für einen Aktor mit gleichem Anteil passivem und aktivem Material ($\xi=1$) beispielsweise sinkt die Blockierkraft bei flachen Aktoren etwa auf die Hälfte ab. Das bedeutet, dass das volumenbezogene Arbeitspotential der Aktoren, das proportional zum Produkt aus Spannung und Dehnung ist, für Aktoren mit viel passivem Zusatzmaterial entsprechend gering ist.

Dieses Arbeitspotential ist in Abbildung 3.9b für das berechnete Parameterfeld aufgetragen. Man erkennt, dass passive Zusatzschichten das Arbeitsvermögen flacher Aktoren nicht signifikant steigern können. Der Gewinn an Deformationsvermögen wird durch die Verminderung der Aktorkraft eingebüßt.

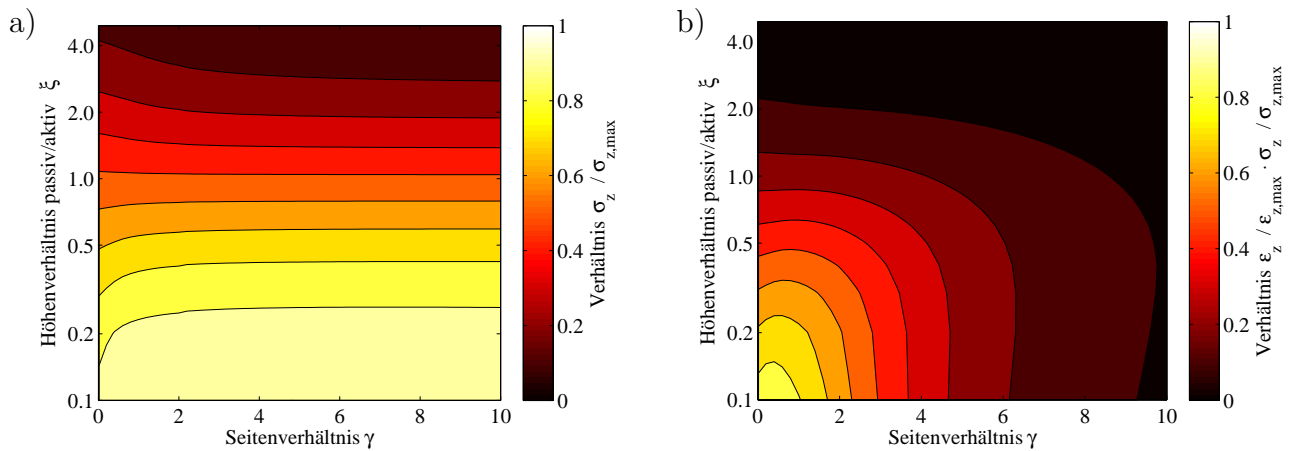


Abbildung 3.9: Verformung eines DE-Stapelaktors mit dehnfähigen Elektroden, dehnstarrten Rändern und passiven Ausgleichsschichten: a) relative Spannung σ/σ_{\max} und b) relatives Arbeitsvermögen $\varepsilon_z/\varepsilon_{z,\max} \cdot \sigma/\sigma_{z,\max}$

Insgesamt zeigen die bisherigen Simulationen, dass DE-Stapelaktoren mit dehnfähigen Elektroden bei mechanisch dehnstarrten Rändern ineffektiv werden. Lediglich bei schlanken Aktoren ($\gamma \ll 1$) führt die Dehnungsbehinderung am Rand zu keinen nennenswerten Dehnungsverlusten, bei flachen Aktoren ($\gamma > 1$) wird die Verformung weitestgehend blockiert. Aus Stabilitätsgründen lassen sich aber nur flache Aktoren sinnvoll lasttragend in Strukturen integrieren.

Sowohl verkleinerte Anbindungsflächen als auch passive Ausgleichsschichten steigern zwar die Deformation in Dickenrichtung, reduzieren aber dafür die Spannung σ_z und können im Ganzen das Arbeitspotential der Aktoren nicht beziehungsweise nur unwesentlich steigern. Das hohe theoretische Arbeitspotential des dielektrischen Elastomers bleibt bei flachen Aktoren und dehnstarrten Ankopplungen größtenteils ungenutzt.

Damit konnte die Motivation für die Entwicklung eines neuen Designansatzes mit dehnstarrten Elektroden gezeigt und sogar quantifiziert werden. Die Berechnungen unterstreichen die Forderung nach einem alternativen Aktordesign, um DE-Aktoren auch dort sinnvoll einsetzen zu können, wo moderate Kräfte erzeugt werden sollen und nur begrenzte Auslenkungen gefordert sind. Ein solches Design wird im nächsten Abschnitt vorgestellt und diskutiert.

3.2 Funktionsweise des DE-Stapelaktors mit gelochten Elektroden

Das im Rahmen dieser Arbeit neu entwickelte Design für DE-Stapelaktoren verwendet starre, metallische Elektroden, die eine feine Perforation aufweisen. Sie ermöglicht dem Elastomer eine lokale Deformation in diese Löcher hinein. Damit stellt sich trotz der Inkompressibilität des Elastomermaterials makroskopisch eine Kompressibilität des Schichtverbunds ein, der Aktorquerschnitt bleibt im Gegensatz zum klassischen Ansatz konstant (Abbildung 3.10a und b).

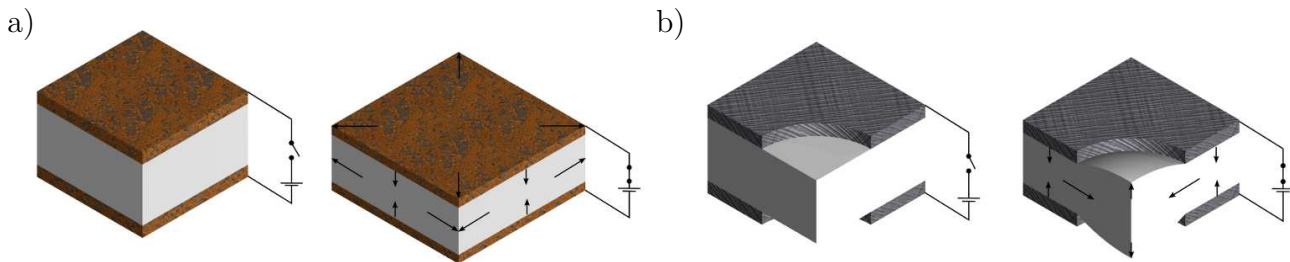


Abbildung 3.10: Funktionsweise eines DE-Aktors mit a) dehnfähigen und b) starren, gelochten Elektroden (jeweils im Ausgangszustand und bei anliegender Spannung)

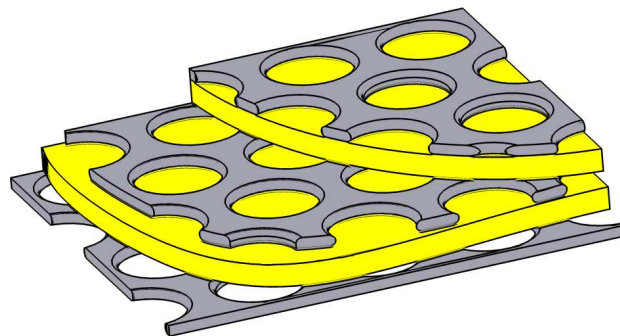


Abbildung 3.11: Schichtaufbau eines Stapelaktors mit gelochten Elektroden (hexagonale Lochanordnung)

Ein solcher Dielektrischer Elastomer-Aktor mit perforierten Elektroden (DEAP) weist im Gegensatz zum konventionellen Design keine Dehnungsbehinderung im Randbereich auf (vgl. Abbildung 3.1). DEAPs können daher direkt großflächig an starre Strukturen angekoppelt werden, ohne dass sich negative Randeffekte einstellen. Die Deformation ist zwar mikroskopisch inhomogen, dafür aber makroskopisch homogen und unabhängig von der Ankopplung an den äußeren Schichten. Es können daher sogar ein- oder zweischichtige Aktoren aufgebaut werden (Abbildung 3.11), was beispielsweise für akustische und haptische Anwendungen interessant ist.

Ein weiterer wichtiger Vorteil des Designansatzes mit starren, perforierten Elektroden liegt in den geringen inhärenten Flächenwiderständen der Elektroden. Da die Elektroden metallisch sind, weisen sie sehr hohe Flächenleitwerte auf, die die von typischen dehnfähigen Elektroden um Größenordnungen übertreffen. Ein weiterer Vorteil im Vergleich zu DE-Aktoren mit dehnfähigen Elektroden besteht hinsichtlich der Flächenausnutzung. Um einen elektrischen Überschlagn im Randbereich zu vermeiden und um einen Schichtverbund bei nicht-klebenden Elektroden zu

gewährleisten, müssen Stapelaktoren einen äußeren passiven Bereich aufweisen, der in der Regel einen nennenswerten Anteil der Gesamtfläche ausmacht². Wenn die Elektrodenhöhe gering im Vergleich zur Elastomerschichtdicke ist – wie zum Beispiel bei Elektroden aus Graphitpulver – findet auch eine Kraftübertragung im passiven Bereich statt (Abbildung 3.12). Damit existiert eine parallele Steifigkeit, die das Deformationsvermögen des Aktors beschränkt. Da im Designansatz mit starren Metallelektroden keine Kraftübertragung im passiven Bereich stattfindet, ist hier die elektromechanisch aktive Fläche gleich der mechanisch wirksamen Fläche. Die durch die MAXWELL-Spannung zwischen den Elektroden generierte Aktorkraft wird daher vollständig an die äußere Struktur abgegeben und nicht teilweise für die Deformation der passiven Randbereiche benötigt.

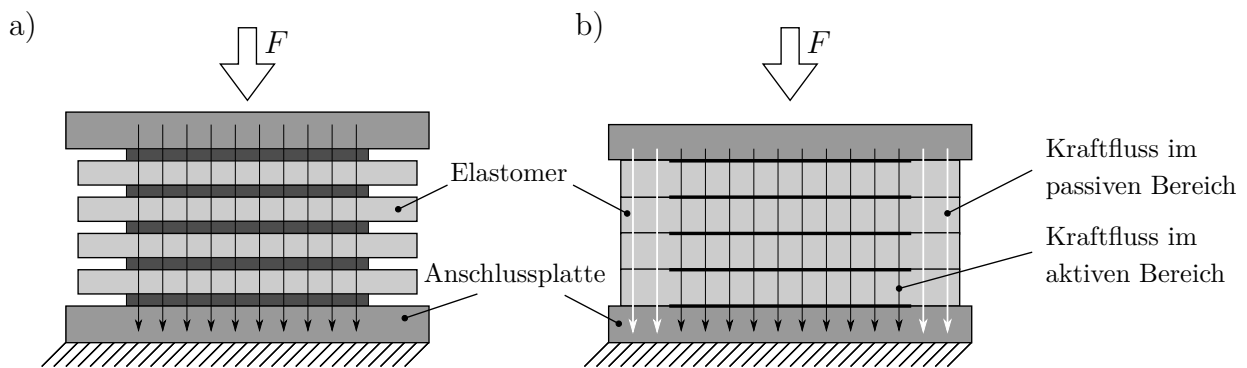


Abbildung 3.12: Kraftfluss in Stapelaktoren mit a) starren und b) dehnfähigen Elektroden

Darüber hinaus bietet der Ansatz mit starren Elektroden den Vorteil, dass metallische Elektroden verwendet werden können, die hinsichtlich ihrer Handhabbarkeit und Lebensdauer dehnfähigen Elektroden überlegen sind. Da sie nicht gedehnt werden, sind sie weniger anfällig für Risse, die bei DE-Wandlern mit dehnfähigen Elektroden eine häufige Ausfallursache darstellen. Außerdem verhindern die mechanisch stabilen Elektroden bei einer klebenden Verbindung zwischen Elastomer und Elektrode Delaminationen im Stapel und bewirken damit, dass der Aktor in gewissem Maße Zugkräfte ertragen kann.

Die metallischen Elektroden können zudem fest miteinander verbunden werden, wenn sie an einer oder mehreren Stellen über die Elastomerschichten hinausreichen (z.B. durch mechanisches Verschrauben bzw. Klemmen oder durch Löten). Damit kann garantiert werden, dass alle Schichten eines Stapelaktors kontaktiert werden und der Kontaktwiderstand klein bleibt. Bei Stapelaktoren mit dehnfähigen Elektroden stellt die Kontaktierung der Einzelschichten eine technologische Herausforderung dar, und häufig werden, zum Beispiel beim Durchstechen des Multischichtsystems mit einem Zuleitungsdraht, nicht alle Schichten richtig kontaktiert [43]. Dagegen können die metallischen Elektroden zuverlässig kontaktiert und somit der Ausnutzungsgrad maximiert werden. Der konstruktiven Freiheit für eine mechanisch und elektrisch stabile Kontaktierungslösung sind durch präzise, moderne Formgebungsverfahren der dünnen Elektroden kaum Grenzen gesetzt.

²Bei den von Kovacs [32] gebauten Aktoren beispielsweise nimmt der passive Bereich zwischen 20 und 35% der Gesamtfläche ein.

3.3 Verschiedene Konfigurationsmöglichkeiten

Generell ist eine Vielzahl an Lochgeometrien denkbar, die bei starren Elektroden eine lokale Deformation des Elastomers in die Löcher ermöglichen. Neben runden Löchern sind beispielsweise stabförmige oder linsenförmige Aussparungen möglich (Abbildung 3.13). Grundsätzlich sollte vermieden werden, dass die Stege zu schmal und biegeweich werden, da sie dann leicht mechanisch versagen bzw. zu Eigenschwingungen neigen. Eine 60° -symmetrische Anordnung, wie sie beispielsweise in der Filtertechnologie weit verbreitet ist [97, 98], erscheint am sinnvollsten und wird in dieser Arbeit konsequent verfolgt. Sie entspricht der dichtesten Kreisscheiben-Anordnung und ermöglicht daher von allen Lochanordnungen die höchsten Freiflächenverhältnisse (Verhältnis zwischen gelochter Fläche zur Gesamtfläche).

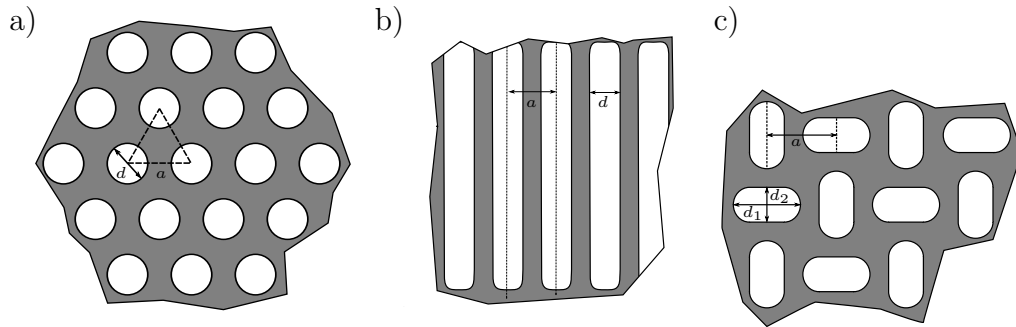


Abbildung 3.13: Verschiedene mögliche Lochmuster für gelochte Elektroden: a) runde Löcher, b) lange und c) kurze Schlitze

Darüber hinaus sind unterschiedliche dreidimensionale Ausführungsformen der Löcher möglich. Neben der scharfkantigen Variante (Abbildung 3.14a) sind abgerundete Kanten bzw. trichterförmige Löcher für den Einsatz in Stapelaktoren interessant (Abbildung 3.14b und c), da durch die Geometrie der Kanten die progressive Kennlinie der Steifigkeit und der Kapazität bestimmt wird. In dieser Arbeit werden zunächst ideal scharfkantige Löcher untersucht, anschließend wird der Einfluss der Kantenverrundung gesondert betrachtet.

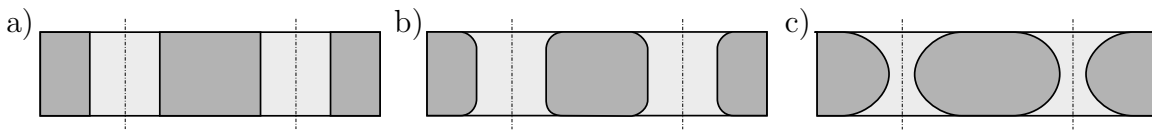


Abbildung 3.14: Verschiedene dreidimensionale Lochausführungen: a) scharfkantig b) abgerundete Kanten c) trichterförmig

Aus fertigungstechnischen Gründen kann ein alternierender Aufbau mit ungelochten und gelochten Elektroden, wie in Abbildung 3.15b dargestellt, sinnvoll sein. Das Elastomer kann in diesem Designansatz im flüssigen Zustand beidseitig auf die ungelochte Elektrode aufgebracht werden (z.B. durch einen Sprühprozess), was geringe Schichtdicken ermöglicht. Dazwischen werden dann die gelochten Elektroden gelegt, die die Deformation ermöglichen. Aufgrund der hohen Praxisrelevanz wird in den numerischen Untersuchungen in Kapitel 4 diese Variante (asymmetrischer Aufbau) ebenfalls analysiert und die Ergebnisse beider Varianten gegenübergestellt.

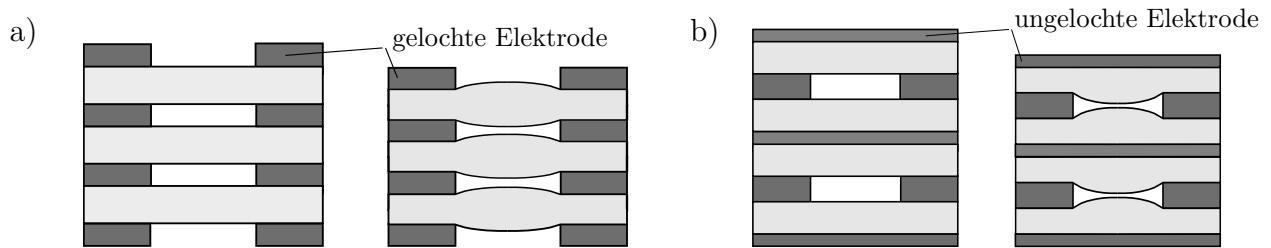


Abbildung 3.15: DE-Stapelwandler mit a) durchgängig perforierten und b) abwechselnd geschlossenen und perforierten Elektroden (symmetrischer und asymmetrischer Aufbau)

Eine Fertigungstechnologie, bei der die Schichten nicht getrennt hergestellt, sondern das flüssige Elastomermaterial direkt auf der Elektrode aushärtet, hat zudem entscheidende Vorteile. Die raue Oberfläche der Metallelektrode wird nahezu vollständig mit Elastomermaterial benetzt, sodass kein Luftpolster entsteht und der Elastomerfilm vollflächig an der Elektrode anliegt (vgl. Abbildung 3.16). Damit wird ein homogeneres elektrisches Feld erzeugt, die aktorische Wirkung und die Kapazität sind größer und es wird zudem eine Verbindung erzeugt, die in gewissem Maße die Übertragung von Schub- und sogar Zugkräften erlaubt.

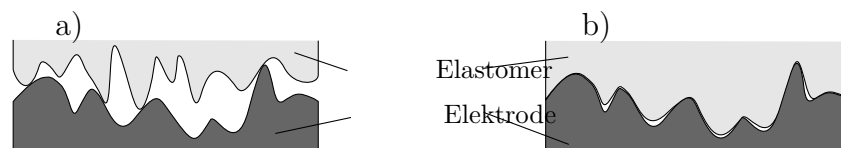


Abbildung 3.16: Kontaktzone zwischen Elastomerfilm und metallischer Elektrode: a) unbenetzt und b) benetzt

Wie gezeigt bietet der Designansatz mit gelochten, metallischen Elektroden eine Reihe an Variationsmöglichkeiten. Um für eine gegebene Anwendung einen geeigneten Konfiguration auszuwählen und die Parameter entsprechend auszulegen, wird eine Auslegungsmethodik benötigt, die im folgenden Kapitel vorgestellt wird.

Kapitel 4

Numerische Untersuchungen an DE-Stapelaktoren mit gelochten Elektroden

Um basierend auf dem in Kapitel 3 vorgestellten Aktordesign maßgeschneiderte Aktoren auslegen zu können, wird in diesem Kapitel eine Auslegungsmethodik für DEAPs hergeleitet. Dazu wird zunächst ein vereinfachtes mechanisches 2D-Modell zur Bewertung des Ansatzes der gelochten Elektroden abgeleitet und mit numerischen Methoden untersucht. Dieses Modell wird sukzessive erweitert um verschiedene zusätzliche Effekte zu studieren. Anschließend wird ein elektromechanisches 3D-Modell erstellt, das eine detailliertere parametrische Untersuchung des Aktorverhaltens ermöglicht und in einer erweiterten Form auch den Einfluss eines relativen Versatzes zwischen den Elektroden einer Schicht des Aktors berechenbar macht. Die Ergebnisse werden dabei soweit möglich als bezogene, dimensionslose Größen angegeben, sodass sie allgemeingültig für beliebige Elastomermaterialien und Schichtdicken verwendet werden können. Durch Herleitung der Gleichungen für die makroskopischen Aktorengrößen wird dargestellt, wie eine zielgerichtete Auslegung gemäß bestimmter Zielvorgabe erfolgen kann. Zuletzt werden die numerischen Ergebnisse anhand exemplarischer experimenteller Untersuchungen validiert.

4.1 Mechanisches 2D-Modell eines DEAPs

In diesem und den folgenden Abschnitten wird das Konzept eines DEAPs mit Hilfe numerischer Modelle bewertet. Zunächst wird dazu ein stark vereinfachtes rotationssymmetrisches Modell entwickelt und untersucht.

4.1.1 Ableiten eines vereinfachten Modells

Die Dimensionierung der Löcher in den Elektroden in Kombination mit einem gegebenen Elastomermaterial zum Erreichen einer möglichst hohen Aktordeformation ist eine konstruktive Optimierungsaufgabe, die mit Hilfe eines FE-Modells gelöst wird. Dazu wird zunächst ein sechseckiger Ausschnitt einer Elastomerschicht inklusive der beiden mit jeweils einem Loch

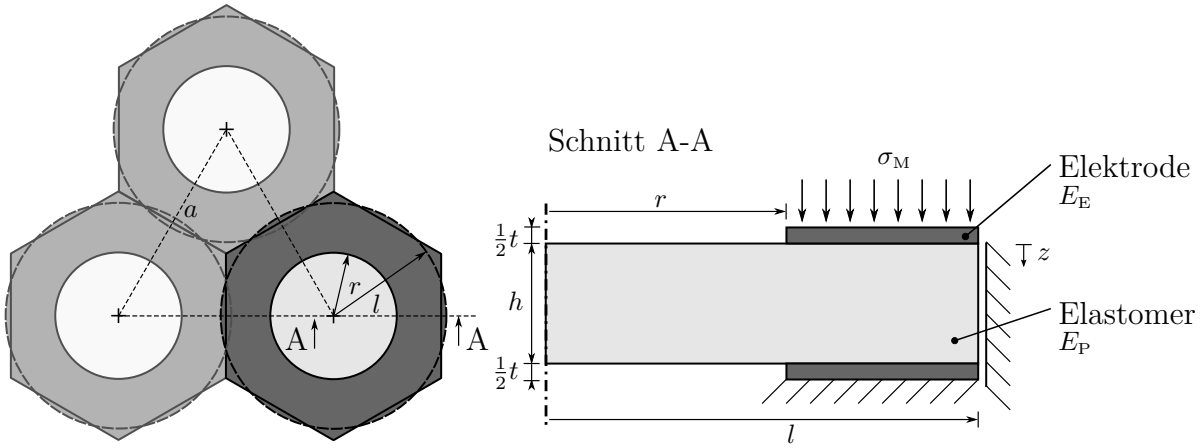


Abbildung 4.1: Hexagonales Lochmuster mit kreisförmiger Approximation, rotationssymmetrisches 2D-Modell

versehenen Elektroden als Elementarzelle betrachtet. Als Vereinfachung für eine zweidimensionale Modellierung kann der sechseckige Ausschnitt durch einen Kreis approximiert werden (Abbildung 4.1). Dabei wird von einer Flächengleichheit des hexagonalen Ausschnitts und des Kreisausschnitts ausgegangen, was, wie spätere numerische Untersuchungen (Abschnitt 4.2) zeigen, eine akzeptable Vereinfachung darstellt. Dadurch erhält man die Berechnungsvorschrift für den äquivalenten Modellradius l [99]:

$$l = \sqrt{\frac{\sqrt{3}}{2\pi}} a. \quad (4.1)$$

Zur Untersuchung des grundsätzlichen Verhaltens wird im ersten Schritt das Modell aus Abbildung 4.1 als FE-Modell aufgebaut. Dabei wird zusätzlich zu den allgemeinen in Kapitel 2.5.2 genannten Annahmen lineares Materialverhalten des Elastomers, eine ideal dehnstarre Elektrode ($E_E \gg E_P$) und vollständige Haftung zwischen Elastomer und Elektrode angenommen. Der MAXWELL-Druck σ_M wird als mechanischer Druck gleichmäßig auf der Elektrodenfläche aufgebracht und das Modell mit axialsymmetrischen Randbedingungen versehen. Tabelle 4.1 fasst die Modellannahmen für die numerische Optimierung zusammen.

Um die Ergebnisse unabhängig von der Modellgröße darzustellen, werden zwei dimensionslose Designparameter definiert, die die Geometrieverhältnisse vollständig beschreiben:

$$\phi = \left(\frac{r}{l}\right)^2, \quad (4.2)$$

$$\lambda = \frac{h}{l}. \quad (4.3)$$

Der Parameter ϕ ist dabei das Freiflächenverhältnis, er gibt den Anteil der Lochquerschnittsfläche bezogen auf die Gesamtfläche der Elektrode an und kann Werte zwischen null und eins annehmen ($\phi = 0$ für ungelochte Elektroden, $\phi \rightarrow 1$ für infinitesimal schmale Elektrodenstege). Der Parameter λ ist das Höhenverhältnis und ist im Gegensatz zum Freiflächenverhältnis ϕ abhängig von der Schichtdicke und kann beliebige positive Werte annehmen.

Das FE-Modell wird mit planaren, rechteckigen Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion aufgebaut, wobei jeweils 100 Elemente in radialer Richtung verwendet werden. Für alle möglichen Parameterkombinationen von λ und ϕ (mit $0 < \lambda < 1,8$ und $0 < \phi < 1$) wird die Deformation

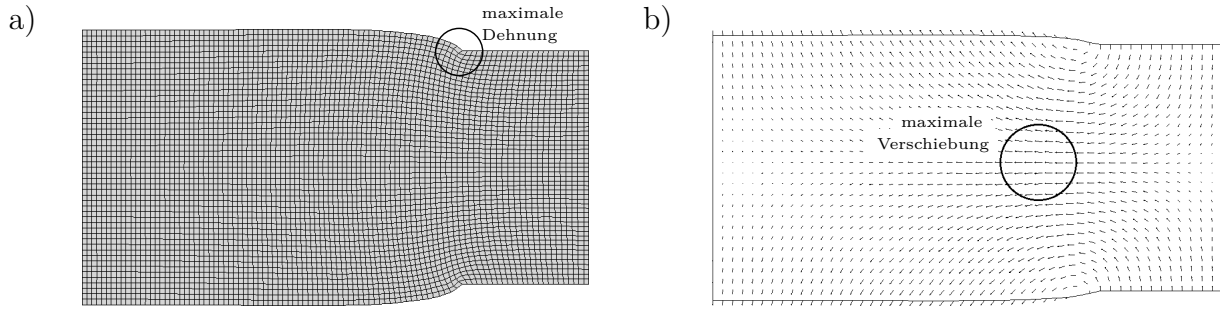


Abbildung 4.2: Verformungsverhalten des axialsymmetrischen Modells bei mechanischer Belastung ($\phi = 0,56$; $\lambda = 0,50$; $\varepsilon_z = 4,5\%$): a) verformtes FE-Modell und b) Verschiebungsfeld

bei einer konstanten Flächenlast σ_M berechnet. Dabei wird gemäß den beiden Konstruktionsvarianten aus Abbildung 3.15 sowohl der symmetrische (Löcher auf beiden Seiten) als auch der asymmetrische Aufbau (Löcher nur auf einer Seite) untersucht. Um für beide Fälle das gleiche Modell verwenden zu können, wird die horizontale Symmetrie im symmetrischen Modell nicht zur weiteren Modellvereinfachung genutzt, zumal der numerische Berechnungsaufwand überschaubar ist. Abbildung 4.2 zeigt exemplarisch das Verformungsverhalten des Modells für eine bestimmte Parameterkombination ($\phi = 0,56$, $\lambda = 0,50$), die Verformung ist vergrößert dargestellt. Die maximale Dehnung tritt am Rand der Löcher auf, die maximale Verschiebung in der Aktormitte.

Modellannahmen für das mechanische Modell (2D)	
Modelltyp	axialsymmetrisches 2D-Modell
Elastomer	lineares Materialgesetz (linear-elastisch)
Elektrode	nicht modelliert, nur Knotenrandbedingung
Luft	nicht modelliert
Kontakt	nicht modelliert, d.h. Elektrode liegt vollflächig an und haftet
Last	MAXWELL-Druck σ_M nach Glg. 2.6 als mechanischer Flächendruck
Randbedingungen	nur vertikale Verschiebung der Elektrodenflächen zulässig

Tabelle 4.1: Annahmen der Optimierung des mechanischen 2D-Modells

Als zu optimierende Zielgröße wird eine ebenfalls dimensionslose mechanische Nachgiebigkeit in Dickenrichtung $\psi_{1,m}$ definiert:

$$\psi_{1,m} = \varepsilon_z \frac{E_P}{\sigma_M} = \frac{z}{h} \frac{E_P}{\sigma_M}. \quad (4.4)$$

Im Fall eines idealen Aktors mit dehnfähigen Elektroden nimmt $\psi_{1,m}$ den Wert eins an, da dann das eindimensionale Hooke'sche Elastizitätsgesetz $\sigma_z = E_P \varepsilon_z$ erfüllt ist.

Die Ergebnisse der Parameterstudie sind in Abbildung 4.3 für den symmetrischen und den asymmetrischen Aufbau (nach Abbildung 3.15 a) und b)) gezeigt. Die Simulationen machen deutlich, dass mit dehnstarken, gelochten Elektroden maximal knapp die Hälfte der Verformung eines idealen Aktors mit dehnfähigen Elektroden möglich ist und bestätigen die intuitive Vermutung, dass die größten Nachgiebigkeiten für sehr große Werte von ϕ und sehr kleine Werte von λ erreicht werden. Dies ist jedoch für die Realisierung von Aktoren keine sinnvolle Kombination,

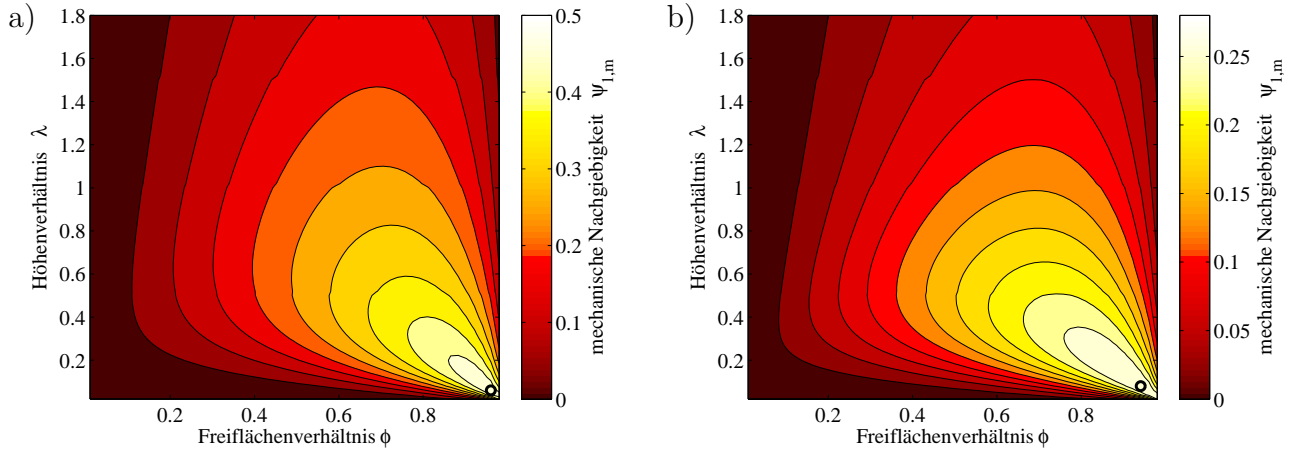


Abbildung 4.3: Mechanische Nachgiebigkeit $\psi_{1,m}$ bei a) symmetrischer und b) asymmetrischer Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

da sie ein sehr weitmaschiges Elektrodennetz mit sehr filigranen Stegen bedeuten würde. Neben den praktischen Schwierigkeiten, die eine derartige Geometrie mit sich bringt, würden hierbei die getroffenen Annahmen der Elektrodenbewegung ausschließlich in z -Richtung verletzt, da die dünnen Stege verdreh- und biegeweich sind. Es ist außerdem offensichtlich, dass in einem solchen Fall zwar große Amplituden, jedoch nur sehr kleine Kräfte erzeugt werden könnten, da die reale Elektrodenfläche im Vergleich zur Gesamtfläche gering ist.

Um eine sinnvolle Zielgröße zu erhalten, die diesen Effekt berücksichtigt, wird die dimensionslose Nachgiebigkeit $\psi_{1,m}$ mit der relativen Elektrodenfläche $(1 - \phi)$ multipliziert, da das Modell von einem konstanten Druck, d.h. einer zur Elektrodenfläche proportionalen Kraft ausgeht. Die dadurch erhaltene Größe $\psi_{2,m}$ (Gleichung 4.5) entspricht einer Multiplikation aus Blockierkraft und freier Maximalauslenkung und ist damit ein dimensionsloses Maß für das Arbeitspotential des Aktors. Sie erreicht für den idealen Aktor ebenfalls den Wert eins, da dort die Kraft auf der ganzen Fläche erzeugt wird.

$$\psi_{2,m} = \frac{z}{h} \frac{E_P}{p} (1 - \phi) . \quad (4.5)$$

Die Ergebnisse der Parameterstudie für $\psi_{2,m}$ sind in Abbildung 4.4 dargestellt. Tabelle 4.2 gibt die exakten Zahlenwerte bei den jeweils optimierten Parameterkombinationen wieder.

Man erkennt, dass für günstige Parameterkombinationen maximal 13% bzw. 9% des idealen Arbeitspotentials erreichbar sind. Dies erscheint zunächst ein vergleichsweise niedriger Wert zu sein. Allerdings muss bedacht werden, dass die Bezugskonfiguration ein idealer Stapelaktor mit dehnfähigen Elektroden und vollständiger Kraftkopplung ist (vgl. Abbildung 2.1), der praktisch nicht realisierbar ist. Zum einen werden entweder die Randeffekte der dehnstarken Anbindung oder die notwendigen kinematischen Kopplungsmechanismen immer einen Kraftverlust bewirken, wie am Beispiel der passiven Elastomerausgleichsschichten gezeigt (vgl. Kapitel 3.1). Zum anderen werden die zwangsläufig vorhandenen passiven Bereiche der Elastomerschichten bereits einen signifikanten Anteil der aktorisch erzeugten Kraft intern aufnehmen (vgl. Kapitel 3.2). Daher kann in der Praxis bereits ein Stapelaktor mit Werten für $\psi_{2,m}$ unter 0,1 eine konkurrenzfähige Alternative zum Designansatz mit dehnfähigen Elektroden darstellen.

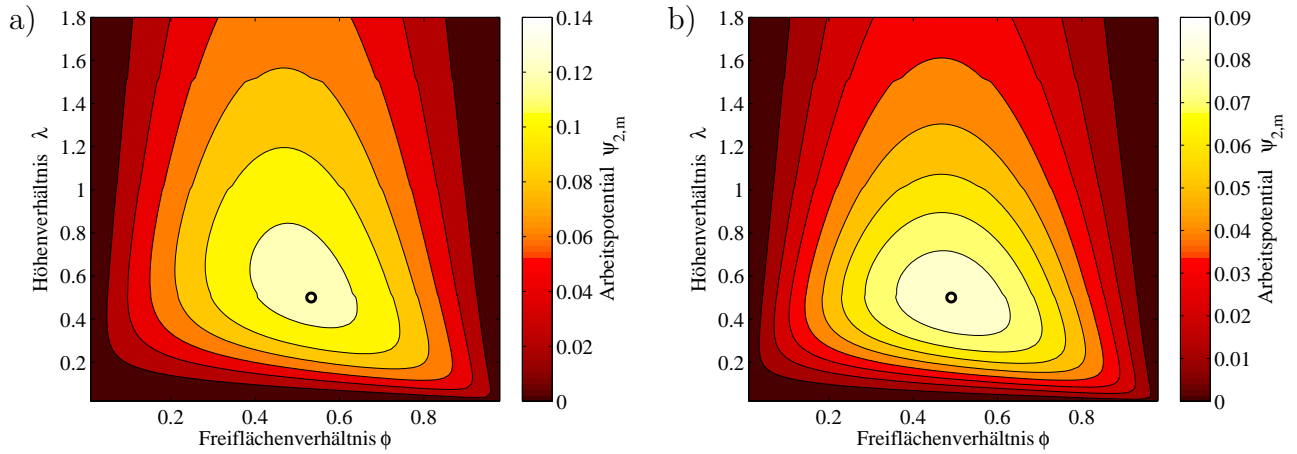


Abbildung 4.4: Arbeitspotential $\psi_{2,m}$ bei a) symmetrischer und b) asymmetrischer Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

Maximierung von $\psi_{1,m}$			
symm. Konfiguration		asymm. Konfiguration	
$\psi_{1,m,max}$	0,488	$\psi_{1,m,max}$	0,276

Maximierung von $\psi_{2,m}$			
symm. Konfiguration		asymm. Konfiguration	
ϕ_{max}	0,50	ϕ_{max}	0,49
λ_{max}	0,53	λ_{max}	0,50
$\psi_{2,m,max}$	0,129	$\psi_{2,m,max}$	0,087
$\psi_{1,m}$	0,258	$\psi_{1,m}$	0,171

Tabelle 4.2: Ergebnisse der numerischen Optimierung mit dem mechanisches 2D-Modell, symmetrische und asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

Um den Einfluss der Netzgröße zu untersuchen, wird das Modell auch hier mit verschiedenen Diskretisierungsgraden getestet. Abbildung 4.5 zeigt die relative Deformation des symmetrischen Modells für eine Parameterkombination nahe des Optimums ($\lambda = 0,50$; $\phi = 0,56$) bei verschiedenen Elementierungen, wobei jeweils Elemente mit gleicher Breite wie Höhe modelliert wurden. Es zeigt sich, dass für 100 Elemente in radialer Richtung (bzw. 50 Elemente in vertikaler Richtung, entspricht 15.301 Knoten) der Fehler bereits kleiner als 1% ist, für 200 Elemente (bzw. 100 Elemente in vertikaler Richtung, entspricht 60.601 Knoten) kann er sogar unter 0,3% gehalten werden. Da die gezeigten Optimierungsergebnisse mit jeweils 100 Elementen in radialer Richtung ermittelt wurden, kann eine maßgebliche Verfälschung der Ergebnisse durch Diskretisierungsfehler ausgeschlossen werden.

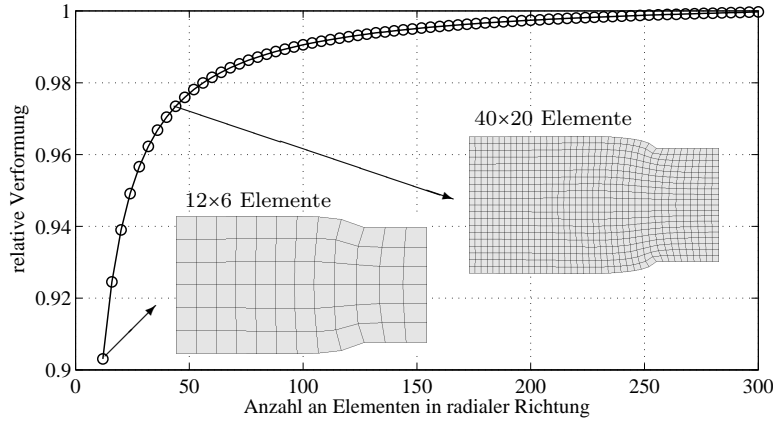


Abbildung 4.5: Einfluss der Netzgröße im 2D-Modell mit gelochten Elektroden (symmetrische Konfiguration, $\phi=0,56$ und $\lambda=0,50$)

4.1.2 Berücksichtigung des nichtlinearen Materialgesetzes

Dielektrische Elastomere weisen typischerweise ein nichtlineares mechanisches Dehnungsverhalten auf, das als Hyperelastizität bezeichnet wird (vgl. Kapitel 2.4.2). Das bisher untersuchte Modell beruht jedoch auf der Annahme eines linear-elastischen Materialgesetzes. Dass allerdings der dadurch erzeugte Fehler im relevanten Dehnungsbereich gering ist, kann durch eine exemplarische Vergleichsrechnung gezeigt werden.

Das axialsymmetrische 2D-Modell (100×50 Elemente) wird für eine Konfiguration nahe des Optimums (Freiflächenverhältnis $\phi = 0,56$; Höhenverhältnis $\lambda = 0,50$) erstellt und ein nichtlineares Materialgesetz (hyperelastisches Material nach MOONEY-RIVLIN, vgl. Abbildung 2.17) implementiert. Es wird dann mit einer statischen Kraft in vertikaler Richtung beaufschlagt und die zugehörige Verformung bestimmt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.6 dargestellt. Der Fehler zwischen linearer und nichtlinearer Rechnung liegt unter 1%, solange die Dehnung ε_z in Dickenrichtung weniger als 7% beträgt. Da die Dehnungen der DEAPs in der Regel (insbesondere bei dynamischen Anwendungen) unter 5% bleiben sollen, ist die linear-elastische Annahme gerechtfertigt.

4.1.3 Modellierung der Lochgeometrie

Im nächsten Schritt wird das Modell um Elektroden erweitert. Deren spezielle Lochgeometrie (vgl. Abbildung 3.14) wird nun genauso berücksichtigt wie ihre endliche Steifigkeit. Dazu werden die Elektroden im Modell als Geometrie abgebildet und den entsprechenden Elementen der E-Modul des verwendeten Metalls E_E zugewiesen wird. Die Elektroden und das Elastomer werden zudem mit Kontaktelementen auf der Oberfläche vernetzt, wodurch bei sorgfältiger Wahl der Kontaktbedingungen ein Aneinanderpressen der Materialien simuliert werden kann. Werden die Elektroden mit einem Kantenradius r_K (Abbildung 4.7a) versehen, kann so die progressive Steifigkeit in vertikaler Richtung durch die Vergrößerung der Kontaktfläche abgebildet werden. Dafür ist es sinnvoll, die Elementierung im Bereich der Kontaktzone lokal zu verfeinern, um eine konvergente Lösung zu erhalten (Abbildung 4.7c).

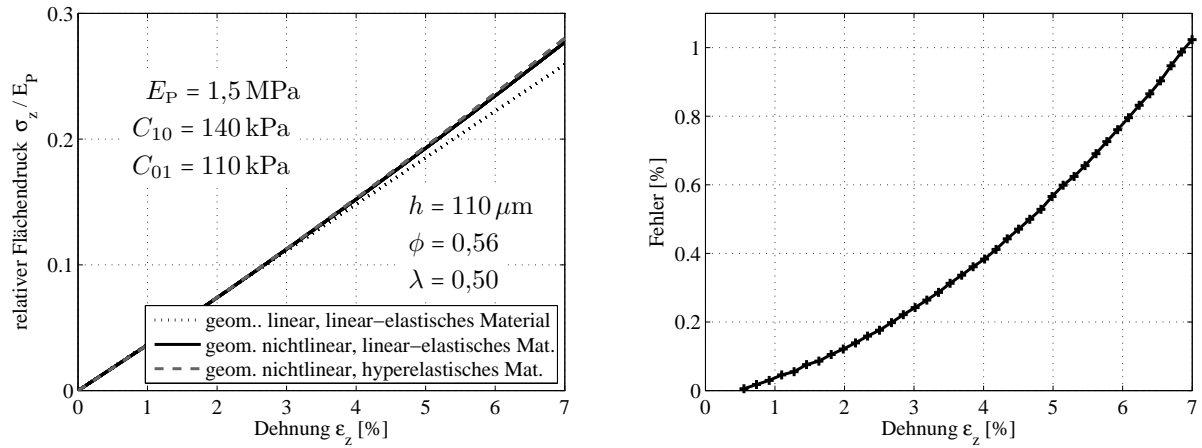


Abbildung 4.6: Vergleich zwischen linearer und nichtlinearer Rechnung für die symmetrische Konfiguration mit $h=110\mu\text{m}$, $\phi=0,56$ und $\lambda=0,50$

Alternativ können die Elektroden mit Fasen im Winkel α versehen sein (Abbildung 4.7b), die bei kleinen Winkeln eine noch stärkere Steifigkeitsprogression hervorrufen. Selbst wenn die realen Elektroden scharfe Kanten besitzen, kann über diesen zusätzlichen Parameter der Tatsache Rechnung getragen werden, dass die Elektrode anfangs nicht überall vollständig vollflächig aufliegt, sondern durch dünne Luftpolster lokal vom Elastomer getrennt ist. Diese Lücken werden mit zunehmendem Druck sukzessive geschlossen, bis schließlich der idealisierte Ausgangszustand mit vollflächigem Kontakt an allen Elementarzellen vorliegt.

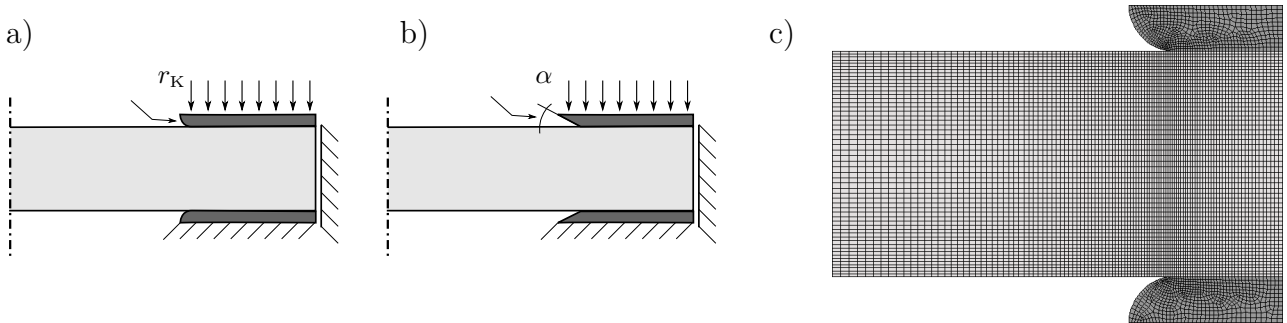


Abbildung 4.7: 2D-Modell mit a) Kantenradius bzw. b) -fase an der Elektrode, c) Implementierung mit FEM

Abbildung 4.8a zeigt exemplarisch die Steifigkeitszunahme an einem Modell mit $h = 110 \mu\text{m}$, $t = 45 \mu\text{m}$, $r_K = 22,5 \mu\text{m}$, $\phi = 0,56$, $\lambda = 0,50$, $E_E = 210 \text{ GPa}$, $C_{10} = 140 \text{ kPa}$ und $C_{01} = 110 \text{ kPa}$ im Verformungsbereich bis $\epsilon_z = 7\%$. Ein Vergleich mit Abbildung 4.6 macht deutlich, dass die nun berechnete Steifigkeitszunahme die aus der Materialnichtlinearität und der rein geometrischen Nichtlinearität bei scharfkantiger Lochgeometrie übersteigt. In Abbildung 4.8b ist das zugehörige FE-Modell im verformten Zustand dargestellt.

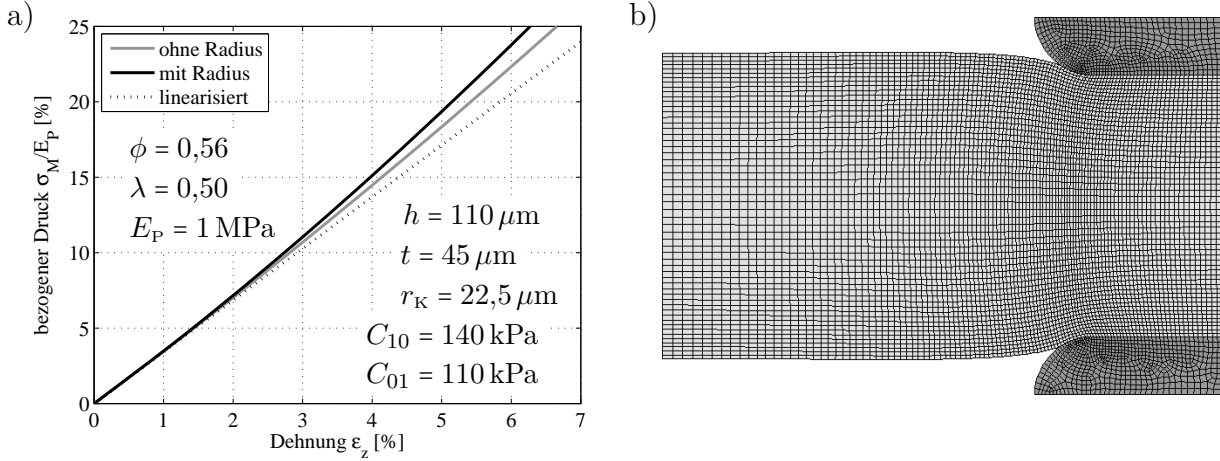


Abbildung 4.8: Progressive Steifigkeit durch Kontaktmodellierung: a) Simulationsergebnisse und b) FE-Modell (verformter Zustand)

4.1.4 Berücksichtigung der Luft als kompressibles Medium

In einem weiteren Schritt wird untersucht, welchen mechanischen Einfluss die in den Löchern eingeschlossene Luft auf das Gesamtsystem hat. Unter der Annahme, dass die eingeschlossene Luft nicht entweichen kann, das Elastomer also dicht mit der Elektrode abschließt, fügt die Kompressibilität des Luftvolumens dem System eine weitere Steifigkeit hinzu, die die aktorische Wirkung mindert.

Da insbesondere für dynamische Applikationen die Verformung sehr schnell erfolgt, kann von einer adiabatischen Kompression des eingeschlossenen Luftvolumens ausgegangen werden, das heißt, dass keine thermische Energie mit der Umgebung ausgetauscht wird. Dafür gilt:

$$p_L = p_0 \left(\frac{V_0}{V} \right)^\kappa \quad \text{mit} \quad \kappa = 1,4 \quad (\text{Isentropenexponent}) \quad (4.6)$$

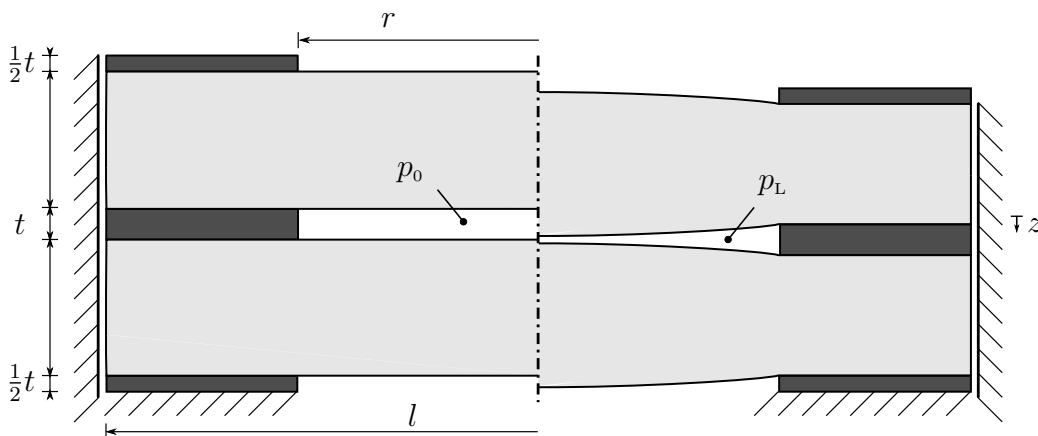


Abbildung 4.9: Modell zur Berücksichtigung des Luftdrucks

Zur Parameteranalyse wird nun die Variable τ eingeführt, die das Dickenverhältnis zwischen Elektrode und Elastomer bezeichnet:

$$\tau = \frac{t}{h}. \quad (4.7)$$

Damit kann die durch die Berücksichtigung der Luft zusätzlich eingebrachte Steifigkeit beschrieben werden, indem die für eine Verformung ε_z notwendige zusätzliche Kraft F_L dargestellt wird.

$$p_L = p_0 \left(\frac{\phi t}{\phi t - z} \right)^\kappa = p_0 \left(\frac{1}{1 - \frac{\varepsilon_z}{\tau \phi}} \right)^\kappa, \quad (4.8)$$

$$F_L = \left[\left(\frac{1}{1 - \frac{\varepsilon_z}{\tau \phi}} \right)^\kappa - 1 \right] (1 - \phi) p_0 A. \quad (4.9)$$

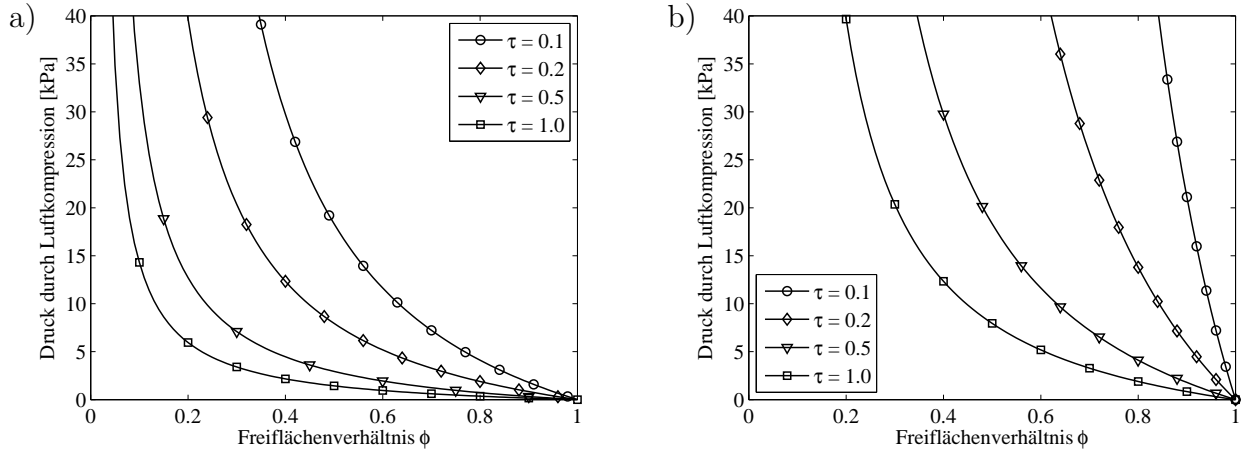


Abbildung 4.10: Druck durch Luftkompression ($\frac{F_L}{A}$): a) $\varepsilon_{z,0} = 1\%$ b) $\varepsilon_{z,0} = 5\%$

Für kleine Verformungen kann die Steifigkeit der Luftfeder linearisiert werden. Es folgt

$$\left. \frac{dF_L}{d\varepsilon_z} \right|_{\varepsilon_z = \varepsilon_{z,0}} = \frac{\kappa}{\tau} \left(\frac{1 - \phi}{\phi} \right) \beta p_0 A \quad (4.10)$$

mit dem Faktor β , der mit der Vordehnung ε_p steigt:

$$\beta = \left(\frac{1}{1 - \frac{\varepsilon_{z,0}}{\tau \phi}} \right)^{\kappa+1}. \quad (4.11)$$

Durch die Luftfeder wird das System also steifer, das heißt, dass bei gleicher Belastung (mechanisch oder elektrisch) der Aktor eine kleinere Verformung ausführt. Für die mechanische Nachgiebigkeit $\psi_{1,m,L}$ des Systems bei Berücksichtigung der Kompressibilität der Luft ergibt sich

$$\psi_{1,m,L} = \psi_{1,m} \frac{1}{1 + \frac{1}{\tau} \kappa \beta \phi \frac{p_0}{E_p} \psi_{1,m}}. \quad (4.12)$$

Die Ergebnisse in Abbildung 4.11b zeigen die Nachgiebigkeit $\psi_{1,m,L}$ für ein konstantes Höhenverhältnis λ von 0,5 (horizontale Linie in Abbildung 4.11a)) bei einer Linearisierung um den Ausgangszustand ($\varepsilon_{z,0} = 0$). Als Elastomerelastizität wird 1 MPa und als Luftdruck 1 bar angenommen. Es wird deutlich, dass mit zunehmender Elektrodenhöhe der Einfluss der Luftfeder sinkt. Für das höchste dargestellte Dickenverhältnis von $\tau = 4$ ist der Einfluss vernachlässigbar und es ergibt sich quasi das gleiche Ergebnis wie bei der Berechnung ohne Luftdruck (Abbildung 4.11a). Die Ergebnisse zeigen, dass erst für Dickenverhältnisse τ kleiner 0,5 die

Nachgiebigkeit $\psi_{1,mL}$ merkbar sinkt, allerdings auch nur bei großen Freiflächenverhältnissen ϕ . Für Freiflächenverhältnisse ϕ von 0,5 kann sogar ein Dickenverhältnis τ von 0,1 ohne deutlichen Nachgiebigkeitsverlust realisiert werden.

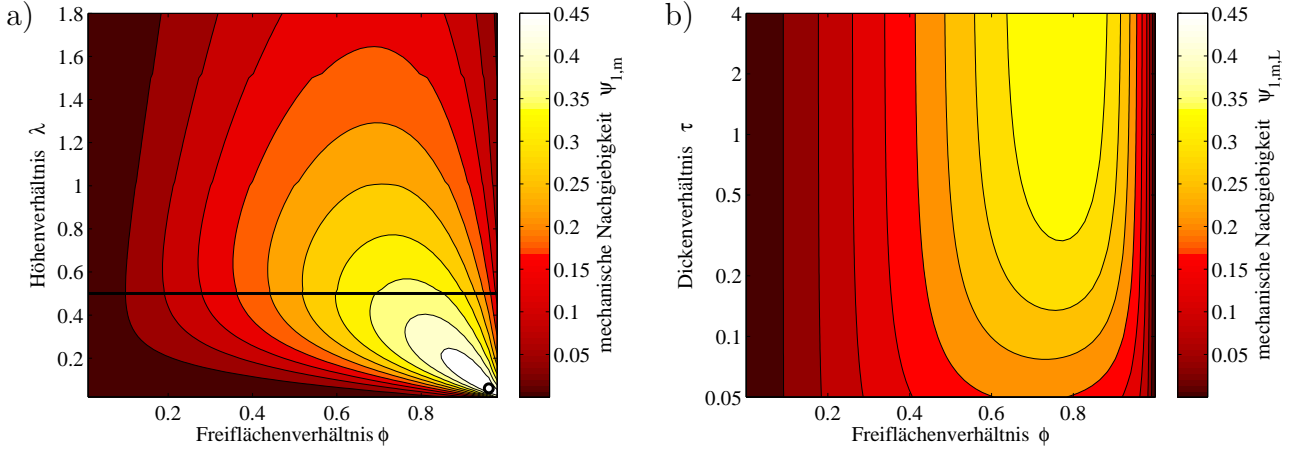


Abbildung 4.11: Einfluss der eingeschlossenen Luft a) mechanische Nachgiebigkeit $\psi_{1,m}$, Markierung bei $\lambda=0,50$, b) mechanische Nachgiebigkeit $\psi_{1,m,L}$ bei Variation der Elektrodenhöhe für $\lambda=0,50$

Auch wenn vergleichsweise dicke Elektroden einen geringen Nachgiebigkeitsverlust durch die Kompressibilität der Luft in den Löchern bewirken, mindern sie natürlich den aktorischen Hub bezogen auf die Gesamtbauhöhe, sodass sich ein Zielkonflikt ergibt. Wird daher die aktorische Dehnung ε_z auf die Gesamthöhe $h+t$ einer Elementarzelle (Gleichung 4.13) bezogen, ergibt sich abhängig vom Freiflächenverhältnis ϕ ein optimaler Wert für das Dickenverhältnis τ (Abbildung 4.12).

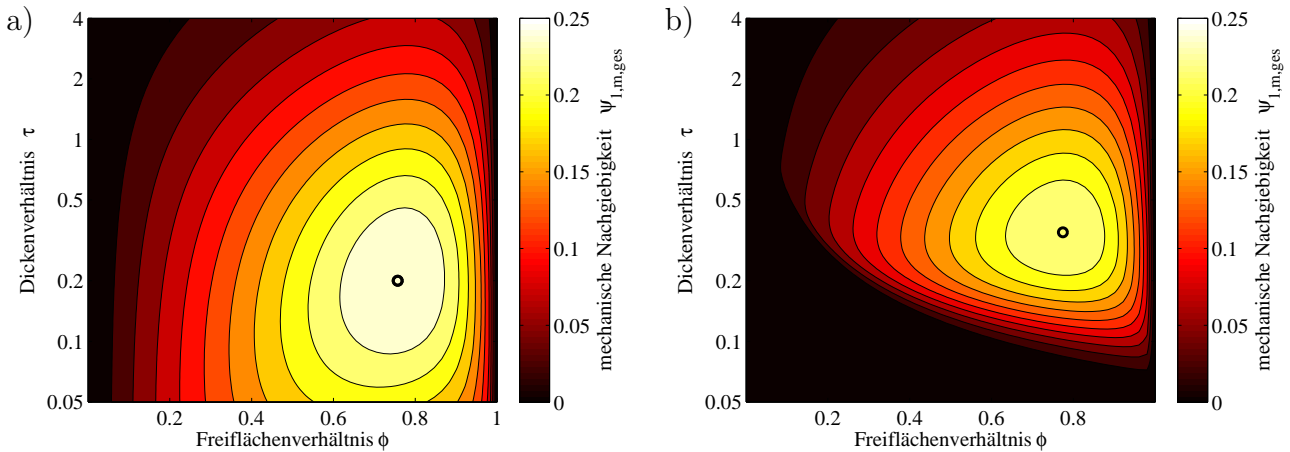


Abbildung 4.12: Normierte Nachgiebigkeit $\psi_{1,m,ges}$ zur Berechnung der optimalen Elektrodenhöhe bei Berücksichtigung der Luftkompressibilität (für $\lambda = 0,5$), a) Vordehnung $\varepsilon_z = 0\%$, b) Vordehnung $\varepsilon_z = 5\%$

Für eine Linearisierung um den Ausgangszustand ($\varepsilon_z = 0\%$) liegt das Optimum im gesamten Parameterbereich bei $\tau = 0,20$, $\phi=0,76$, $\psi_{1,m,L} = 0,25$. Mit zunehmender Vordehnung $\varepsilon_{z,0}$ verschiebt

sich das Optimum hin zu höheren Dickenverhältnissen τ bei geringeren Nachgiebigkeiten $\psi_{1,m,L}$. Exemplarisch ist das Parameterfeld in Abbildung 4.12b für eine Vordehnung von $\varepsilon_{z,0} = 5\%$ gezeigt. Hier liegt das Optimum bei $\tau = 0,35$, $\phi = 0,76$, $\psi_{1,m,ges} = 0,23$.

$$\psi_{1,m,ges} = \frac{z}{h+t} \frac{E_P}{p} = \frac{1}{1+\tau} \psi_{1,m} \quad (4.13)$$

4.1.5 Berechnen der minimalen Elektrodendicke

Mit Hilfe des rotationssymmetrischen Modells kann eine minimale Elektrodendicke berechnet werden. Sind die Elektroden nämlich zu dünn, kann es bei einer ausreichend großen Deformation zum Berühren der Elastomerschichten in den Löchern kommen. Für Überlasten ist dieser Fall unkritisch – im Gegenteil: die daraus resultierende progressive Steifigkeit wirkt sich günstig aus. Im gewöhnlichen Betrieb sollte ein Berühren der Elastomerschichten aber vermieden werden, insbesondere da dabei starke Nichtlinearitäten auftreten. Durch die Forderung, dass sich die Elastomerschichten nicht berühren sollen, ergibt sich eine zusätzliche Randbedingung für die Elektrodenhöhe in Abhängigkeit der maximal möglichen Dehnung. Unter der vereinfachten Annahme, dass sich das Elastomer parabelförmig im Loch wölbt, lässt sich das verdrängte Volumen V_{innen} berechnen (Abbildung 4.13):

$$V_{innen} = \frac{1}{4} \pi t r^2, \quad V_{ausen} = \frac{1}{2} \pi l^2 z. \quad (4.14)$$

Gleichsetzen der beiden Volumina führt auf

$$z_{max} = \frac{1}{2} t \phi \quad (4.15)$$

und schließlich auf

$$t_{min} = \frac{2\varepsilon_{z,max}}{\phi} h, \quad (4.16)$$

beziehungsweise mit Gleichung 4.7 auf

$$\tau_{min} = \frac{2\varepsilon_{z,max}}{\phi}. \quad (4.17)$$

Die minimale Elektrodendicke ist also unabhängig vom gewählten Höhenverhältnis λ (Glg. 4.3). Abbildung 4.13 zeigt die minimal zulässigen Dickenverhältnisse τ in Abhängigkeit der maximalen Dehnung $\varepsilon_{z,max}$.

4.1.6 Mechanische Vorspannung durch Montage unter Unterdruck

Eine interessante Option für die industrielle Fertigung von DEAPs ist die Montage unter Unterdruckbedingungen. Wenn das Elastomer an den Elektroden luftdicht abschließt oder der Aktor nachträglich luftdicht gekapselt wird, bleibt dadurch eine mechanische Vorspannung auf dem Aktor erhalten, wenn dieser unter Normaldruckbedingungen eingesetzt wird. Das bietet den Vorteil, dass der Aktor Zugkräfte besser ertragen kann und der negative Einfluss der Luftkompression in den Löchern eliminiert wird.

Mit dem FE-Modell kann berechnet werden, wie groß diese Vorverformung bei Montage unter Unterdruck ist. Bei idealem Vakuum herrscht kein Druck mehr in den eingeschlossenen

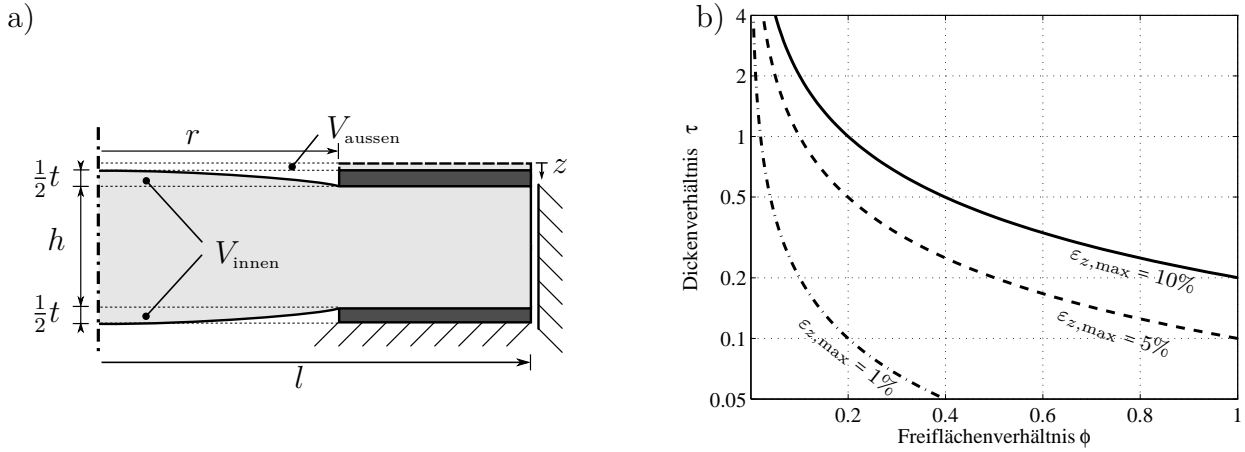


Abbildung 4.13: Berechnung der optimalen Elektrodendicke, a) Modell und b) Ergebnisse

Hohlräumen, von außen wirken jedoch (je nach Einsatzort und Wetter) ca. 1000 mbar Umgebungsdruck als mechanischer Druck. Damit kann direkt aus den Ergebnissen in Abbildung 4.3 bzw. 4.4 und der Beziehung aus Gleichung 4.4 auf die Vorverformung ε_z geschlossen werden, wenn für den mechanischen MAXWELL-Druck σ_M der Umgebungsdruck p_0 eingesetzt wird:

$$\varepsilon_z = \psi_{1,m} \frac{p_0}{E_P}. \quad (4.18)$$

Für die in Tabelle 4.2 angegebenen Optima ergeben sich Verformungen von 2,6% im symmetrischen bzw. 1,7% im asymmetrischen Fall ¹.

Ein derart mechanisch vorgespannter DEAP kann auch dann Zugkräfte aufnehmen, wenn die Elektroden und Elastomerschichten nicht miteinander verklebt sind. Die maximale Zugkraft $F_{z,\text{max}}$, die aufgebracht werden kann, bevor die Schichten delaminieren, ergibt sich direkt aus der Kraft, mit der der Aktor durch den Umgebungsdruck p_0 effektiv vorgespannt ist:

$$F_{z,\text{max}} = p_0 A_{\text{ges}} (1 - \phi). \quad (4.19)$$

4.1.7 Einfluss der Elektrodenmasse

Die Elektrode trägt aufgrund ihrer im Vergleich zum Elastomer hohen Dichte und ihrer signifikanten Dicke maßgeblich zur Masse des Schichtverbunds bei. Die effektive Dichte ρ_{ges} des DEAP lässt sich gemäß Gleichung 4.20 aus der Dichte des Elastomermaterials ρ_P und der des Elektrodenmaterials ρ_E , dem in Gleichung 4.7 definierten Dickenverhältnis τ und dem Freiflächenverhältnis ϕ (Glg. 4.2) berechnen.

$$\rho_{\text{ges}} = \frac{1}{1 + \tau} \rho_P + \frac{\tau}{1 + \tau} (1 - \phi) \rho_E. \quad (4.20)$$

Abbildung 4.14 zeigt die effektive Dichte eines DEAPs für verschiedene Designparameter, wobei eine Elastomerdichte ρ_P von 1 g/cm³ und eine Elektrodendichte ρ_E von 8 g/cm³ angenommen

¹Diese Werte gelten unter der Annahme, dass der E-Modul des Elastomers 1 MPa beträgt. Bei weicherem Elastomer ist die Verformung entsprechend größer, allerdings sollte dann aufgrund der großen Verformungen gegebenenfalls die Hyperelastizität berücksichtigt werden.

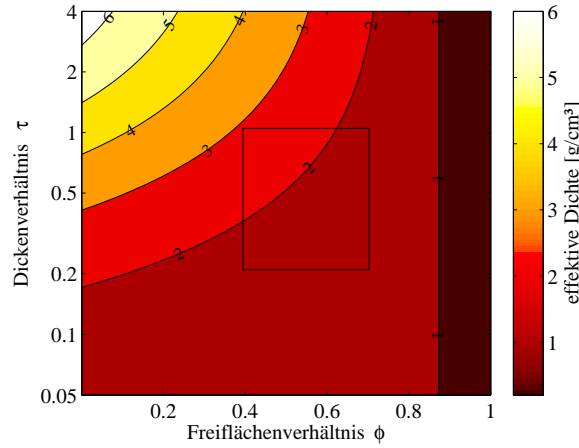


Abbildung 4.14: Effektive Dichte ρ_{ges} eines DEAPs in g/cm^3 für eine Elektrodendichte von 8 g/cm^3 und eine Elastomerdichte von 1 g/cm^3

sind, was von der Größenordnung typischen Materialwerten für viele Elastomere (z.B. Silikone und Naturkautschuke) und Metalle (Stahl, Nickel etc.) entspricht. Für ein bestimmtes Freiflächenverhältnis (hier 0,875) ist sie unabhängig vom Dickenverhältnis τ gleich 1. Es wird deutlich, dass für Freiflächenverhältnisse zwischen 0,40 und 0,70, wie sie zuvor als sinnvoll berechnet wurden, die effektive Dichte ρ_{ges} des Stapels für realistische Dickenverhältnisse (τ zwischen 0,2 und 1) zwischen 1,2 und 2,8 g/cm^3 liegt (rechteckige Markierung).

Damit ist im Vergleich zu Bauformen mit dehnfähigen Elektroden, bei denen der Massezuwachs durch die Elektroden in der Regel vernachlässigbar ist, zwar eine Steigerung der Dichte gegeben, im Vergleich zu anderen Festkörperaktoren wird aber hierbei immer noch eine leichtbaukonforme Aktorvariante realisiert.

4.1.8 Berücksichtigung technologischer Grenzen

In der Herstellung dünner perforierter Elektroden gibt es technologische Grenzen, die bei der Auslegung eines DEAPs beachtet werden müssen. Insbesondere ist typischerweise eine minimale Stegbreite b (Abbildung 4.15) zu gewährleisten, die in der Regel abhängig von der Elektrodendicke t ist und je nach Herstellungsverfahren unterschiedlich groß sein muss. Das heißt, dass in der Praxis nicht jede Kombination aus Freiflächenverhältnis ϕ und Höhenverhältnis λ realisiert werden kann.

Die Stegbreite b ergibt sich zu

$$b = a - 2r. \quad (4.21)$$

Das maximal mögliche Höhenverhältnis λ ergibt sich damit unter Berücksichtigung der Gleichungen 4.1, 4.2, 4.3 und 4.7 schließlich aus gewünschtem Freiflächenverhältnis ϕ und Dickenverhältnis τ , minimaler Stegbreite b und Elektrodendicke t :

$$\frac{b}{l} = \sqrt{\frac{2\pi}{\sqrt{3}}} - 2\frac{r}{l}, \quad (4.22)$$

$$\frac{b}{h}\lambda = \sqrt{\frac{2\pi}{\sqrt{3}}} - 2\sqrt{\phi}, \quad (4.23)$$

$$\lambda = \frac{t}{b} \frac{1}{\tau} \left(\sqrt{\frac{2\pi}{\sqrt{3}}} - 2\sqrt{\phi} \right). \quad (4.24)$$

In Abbildung 4.16 sind die Grenzen für drei verschiedene Fälle grafisch in Kombination mit den bekannten Ergebnissen aus den Abbildungen 4.3 und 4.4 (jeweils symmetrische Konfiguration) dargestellt: für eine minimale Stegbreite b der einfachen, zweifachen und vierfachen Elektrodendicke t bei einem Dickenverhältnis τ von 0,5. Jeweils der Bereich oberhalb der Kurve ist nicht realisierbar, es können lediglich Parameterkombinationen auf oder unterhalb der Kurve gewählt werden. Damit lassen sich anschaulich die jeweils optimalen Parameterkombinationen ablesen, je nachdem, ob die Deformation oder das Arbeitsvermögen maximiert werden soll.

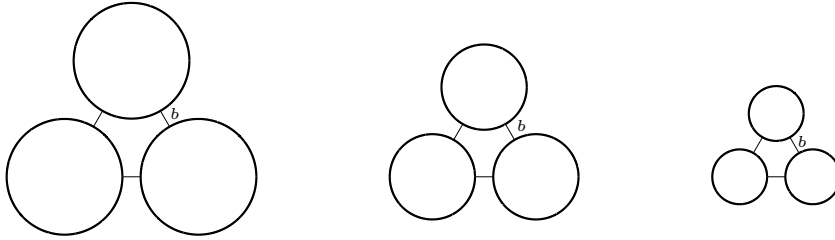


Abbildung 4.15: Verschiedene Lochmuster bei gleicher Stegbreite

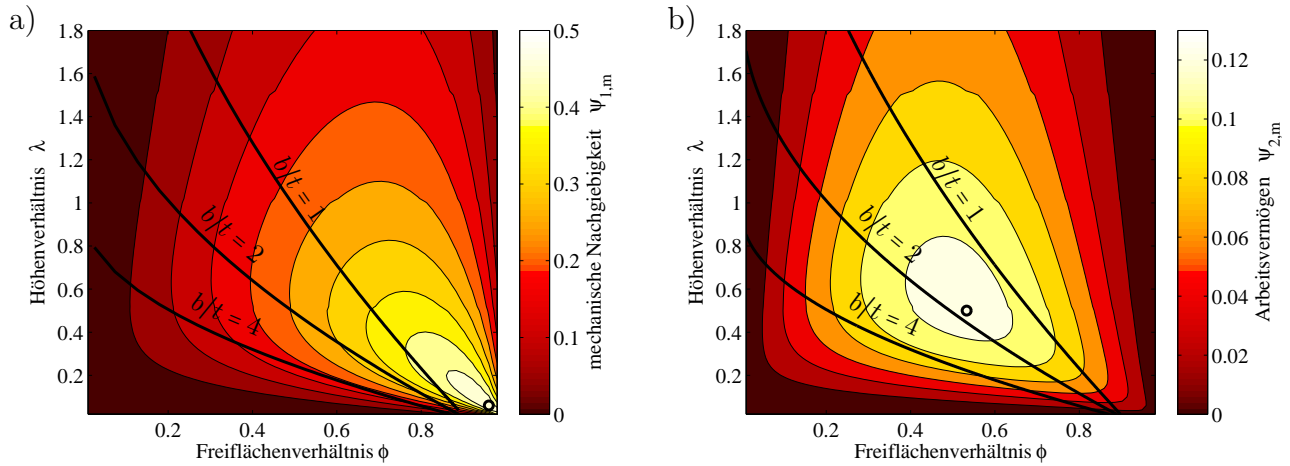


Abbildung 4.16: Mögliche Parameterkombinationen bei Berücksichtigung technischer Grenzen für die symmetrische Konfiguration und einem Höhenverhältnis $\lambda = 0,5$, a) mit mechanischer Nachgiebigkeit $\psi_{1,m}$, b) mit Arbeitspotential $\psi_{2,m}$

4.1.9 Abschätzen der elektrischen Modellparameter eines DEAPs

Die für die Aktordimensionierung relevanten elektrischen Größen Kapazität und Parallelwiderstand der modellierten Elementarzelle lassen sich in erster Näherung gemäß den Gleichungen

4.25 und 4.26 auch ohne detaillierte elektrische Modellierung abschätzen. Dazu sind neben den Geometrieparametern l , h und ϕ lediglich die relative Permittivität ε_r und der spezifische Widerstand $\rho_{\text{el,P}}$ des Elastomers als Materialparameter notwendig (vgl. Gleichung 2.1 und 2.9 für einen DE-Aktor mit vollflächigen Elektroden).

$$C_{\text{Ez}} = \varepsilon_0 \varepsilon_r \frac{\pi l^2}{h} (1 - \phi) , \quad (4.25)$$

$$R_{\text{Ez}} = \rho_{\text{el,P}} \frac{h}{\pi l^2} \frac{1}{1 - \phi} . \quad (4.26)$$

Als aktive Fläche ist dabei vereinfachend jeweils die Elektrodenfläche zugrunde gelegt; die durch das Streufeld im Lochbereich hervorgerufene Kapazitätsvergrößerung sowie die Verringerung des Widerstands durch entsprechende Nebenströme werden hier vernachlässigt. Beide Effekte werden jedoch in Abschnitt 4.2 noch genauer untersucht.

4.1.10 Ableiten der makroskopischen Aktorgrößen eines DEAPs

Auf Grundlage der an dem Modell einer Elementarzelle mit der Grundfläche $A_{\text{Ez}} = \pi l^2$ (vgl. Abbildung 4.1) berechneten Kenngrößen Nachgiebigkeit $\psi_{1,\text{m}}$ (Gleichung 4.4), Kapazität C_{Ez} (Gleichung 4.25) und Widerstand R_{Ez} (Gleichung 4.26) lassen sich die makroskopischen Aktorkenngrößen anhand einfacher Beziehungen ableiten. Die einzelnen Löcher stellen in der Ebene eine mechanische und elektrische Parallelschaltung dar, die n übereinandergestapelten Schichten dagegen eine mechanische Reihen- und elektrische Parallelschaltung [38]. Wenn die makroskopische Aktorfläche A_{ges} und der MAXWELL-Druck σ_{M} (Gleichung 2.6) bekannt sind, gilt daher für die Kenngrößen des gesamten DEAPs

$$k_{z,\text{ges}} = \frac{E_{\text{P}} A_{\text{ges}}}{n h} \left(\frac{1 - \phi}{\psi_{1,\text{m}}} \right) , \quad (4.27)$$

$$F_{\text{ges}} = \sigma_{\text{M}} A_{\text{ges}} (1 - \phi) , \quad (4.28)$$

$$z_{\text{ges}} = n h \psi_{1,\text{m}} \frac{\sigma_{\text{M}}}{E_{\text{P}}} , \quad (4.29)$$

$$C_{\text{ges}} = n C_{\text{Ez}} \frac{A_{\text{ges}}}{A_{\text{Ez}}} , \quad (4.30)$$

$$R_{\text{ges}} = \frac{1}{n} R_{\text{Ez}} \frac{A_{\text{Ez}}}{A_{\text{ges}}} . \quad (4.31)$$

4.1.11 Abschätzen der ersten Resonanzfrequenz eines DEAPs

Für dynamische Anwendungen kann es wichtig sein, die erste eigene Resonanzfrequenz des Aktors zu kennen. Sie kann mit Hilfe einfacher mechanischer Überlegungen unter Zuhilfenahme der Ergebnisse des 2D-Modells abgeschätzt werden, indem die Elektroden als diskrete Massen und die Elastomerschichten als diskrete Steifigkeiten modelliert werden (Abbildung 4.17).

Für die Steifigkeit einer einzelnen Elastomerschicht sowie einer einzelnen Elektrode in z -

Richtung gilt:

$$k_{z,E} = \frac{E_E A_{\text{ges}}}{t} (1 - \phi), \quad (4.32)$$

$$k_{z,P} = \frac{E_P A_{\text{ges}}}{h} \frac{(1 - \phi)}{\psi_{1,m}}. \quad (4.33)$$

Da der Elastizitätsmodul des Elastomers typischerweise um mindestens vier Größenordnungen kleiner als der der Metallelektroden ist ($E_P \ll E_E$), die Elektrodenhöhe t sinnvollerweise kleiner als die Elastomerschichtdicke h ist ($t < h$) und die Nachgiebigkeit $\psi_{1,m}$ für sinnvolle Parameterkombinationen größer als 0,1 (vgl. Abbildung 4.3) ist, ist die Nachgiebigkeit der Elektroden im Stapelverbund gegenüber der der Elastomerschichten vernachlässigbar:

$$\frac{k_{z,E}}{k_{z,P}} = \frac{E_E}{E_P} \frac{h}{t} \psi_{1,m} \gg 1. \quad (4.34)$$

Die Masse einer Elektrode berechnet sich gemäß Gleichung 4.35, wobei die vergleichsweise geringe Masse der Elastomerschichten anteilig den benachbarten Elektroden zugeschlagen wird:

$$m_E = \rho_{\text{el},E} t (1 - \phi) + \rho_{\text{el},P} h. \quad (4.35)$$

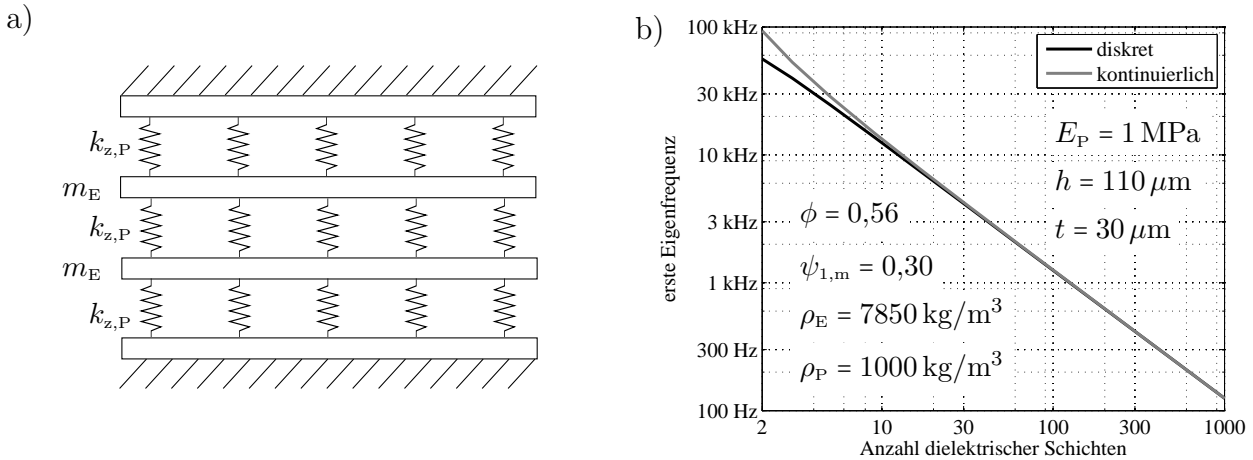


Abbildung 4.17: Abschätzen der ersten Resonanzfrequenz eines DEAP als Mehrmassenschwinger: a) mechanisches Ersatzmodell b) exemplarische Rechnung für $\rho_E = 7850 \text{ kg/m}^3$, $\rho_P = 1000 \text{ kg/m}^3$, $\psi_{1,m} = 0,30$, $\phi = 0,56$, $h = 110 \mu\text{m}$, $t = 30 \mu\text{m}$, $E_P = 1 \text{ MPa}$.

Nach aus der Strukturdynamik bekannten Methoden (z.B. Überführen der Bewegungsgleichung in ein Eigenwertproblem und Lösen der charakteristischen Gleichung) können nun die Eigenfrequenzen dieses Systems mit diskreten Massen und Steifigkeiten berechnet werden, was aber für große Systeme aufwändig wird.

Einfacher kann die erste Resonanzfrequenz abgeschätzt werden, indem der Aktor als kontinuierlicher Dehnstab der Länge l_{ges} modelliert wird, wobei Dichte und Elastizitätsmodul des Materialverbunds anteilig aus den Material- und Geometrieparametern der einzelnen Kompo-

nungen berechnet werden (Gleichung 4.37 bis 4.41).

$$l_{\text{ges}} = nh + (n - 1)t \quad (4.36)$$

$$\approx (1 + \tau)nh, \quad (4.37)$$

$$E_{\text{ges}} = E_{\text{P}} \frac{l_{\text{ges}}}{nh} \frac{1 - \phi}{\psi_{1,\text{m}}} \quad (4.38)$$

$$= \frac{1}{1 + \tau} \frac{1 - \phi}{\psi_{1,\text{m}}} E_{\text{P}}, \quad (4.39)$$

$$\rho_{\text{ges}} = \frac{h}{t + h} \rho_{\text{P}} + \frac{t}{t + h} (1 - \phi) \rho_{\text{E}} \quad (4.40)$$

$$= \frac{1}{1 + \tau} \rho_{\text{P}} + \frac{\tau}{1 + \tau} (1 - \phi) \rho_{\text{E}}. \quad (4.41)$$

Für die erste Resonanzfrequenz eines beidseitig eingespannten Dehnstabs gilt [100]

$$f_0 = \frac{1}{2l_{\text{ges}}} \sqrt{\frac{E_{\text{ges}}}{\rho_{\text{ges}}}} \quad (4.42)$$

und damit in diesem Fall

$$f_0 = \frac{1}{2nh} \sqrt{\frac{1 - \phi}{\psi_{1,\text{m}}} \left(\frac{E_{\text{P}}}{\rho_{\text{P}} + \tau \rho_{\text{E}} (1 - \phi)} \right)}. \quad (4.43)$$

Abbildung 4.17b zeigt, dass für Schichtanzahlen größer als 10 beide Berechnungsmethoden (diskret und kontinuierlich) prinzipiell zum gleichen Ergebnis führen. In der Praxis wird diese Resonanzfrequenz in den meisten Fällen unkritisch sein, da sie oberhalb des relevanten Frequenzbereiches liegt und durch die gleichphasige Ansteuerung der Schichten nicht direkt angeregt wird. Lediglich bei sehr vielschichtigen Aktoren oder bei akustischen Anwendungen sollte diese Frequenz besonders betrachtet werden.

4.1.12 Abschätzen der Quersteifigkeit eines DEAPs

Für den praktischen Einsatz eines Linearaktors ist häufig die maximale Belastung quer zur Wirkrichtung eine relevante Größe. Spröde Festkörperaktoren wie Piezoaktoren oder magnetostriktiven Aktoren müssen in der Regel konstruktiv vor Querkräften geschützt werden, da sie nur geringe Querverformungen ertragen können und leicht brechen. DEAPs dagegen können deutlich höhere Schubverformungen ertragen, die allerdings aufgrund ihrer höheren Nachgiebigkeit auch bereits bei geringeren Kräften entstehen. Daher kann es gerade bei vielschichtigen Aktoren wichtig sein, die Quersteifigkeit im Voraus zu kennen, um die im Betrieb auftretenden Schubverformungen zu berechnen und gegebenenfalls konstruktive Stützelemente vorsehen zu können.

Die Quersteifigkeit eines DEAPs lässt sich für $A_{\text{ges}} \gg A_{\text{Ez}}$ leicht abschätzen, da dann die Randeffekte vernachlässigbar sind und sich die Gesamtsteifigkeit unabhängig von der konkreten Querschnittsfläche aus der reziproken Summe der Schubsteifigkeiten der Einzelschichten ergibt, die als rein flächenproportional angenommen werden. Damit ergibt sich der in Gleichung 4.44 dargestellte Zusammenhang für die Quersteifigkeit des Aktors $k_{x,\text{ges}}$. Diese Beziehung muss als

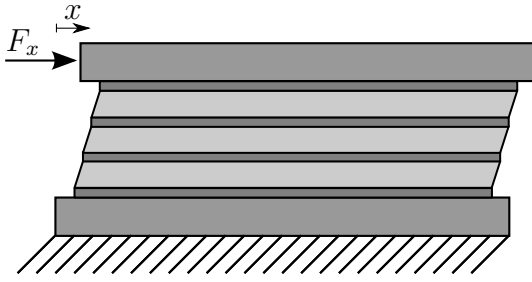


Abbildung 4.18: Schubverformung eines DEAPs

$$k_{x,\text{ges}} = \frac{F_x}{x} = \frac{A_{\text{ges}} G_P}{n h} \quad (4.44)$$

$$\frac{k_{x,\text{ges}}}{k_{z,\text{ges}}} = \frac{\psi_{1,m}}{1 - \phi} \frac{G_P}{E_P} \quad (4.45)$$

obere Abschätzung verstanden werden, da sie die zusätzliche Nachgiebigkeit, die sich aufgrund der Verformungsmöglichkeit des Elastomers in den Lochbereichen ergibt, nicht berücksichtigt. Außerdem wird die Schubnachgiebigkeit der Elektroden nicht berücksichtigt, die trotz der Lochstruktur jedoch um Größenordnungen unter der der Elastomerschichten liegt.

Ein Vergleich mit der Steifigkeit in Aktor-Wirkrichtung $k_{z,\text{ges}}$ (Gleichung 4.27) ergibt in Gleichung 4.45 ein Verhältnis zwischen der lateralen und der vertikalen Steifigkeit des Stapels, das unabhängig von der Fläche, der Schichtdicke und der Schichtanzahl ist. Es wird lediglich durch die konstruktiven Parameter Freiflächenverhältnis ϕ und Nachgiebigkeit $\psi_{1,m}$ sowie von den Materialparametern Schubmodul G_P und Elastizitätsmodul E_P bestimmt.

Für linear elastisches Material, das hier in erster Näherung angesetzt wird, gilt der konstante Zusammenhang zwischen Schubmodul und Elastizitätsmodul gemäß Gleichung 4.46 [101]:

$$G_P = \frac{1}{2(1 + \nu)} E_P. \quad (4.46)$$

Für inkompressibles Elastomer ($\nu = 0,5$) kann dieser weiter vereinfacht werden:

$$G_P = \frac{1}{3} E_P. \quad (4.47)$$

Damit ergibt sich ein materialunabhängiges Steifigkeitsverhältnis, das lediglich vom Freiflächenverhältnis ϕ und der Nachgiebigkeit in z -Richtung $\psi_{1,m}$ abhängig ist:

$$\frac{k_{x,\text{ges}}}{k_{z,\text{ges}}} = \frac{1}{3} \left(\frac{\psi_{1,m}}{1 - \phi} \right). \quad (4.48)$$

Für sinnvolle, realistische Werte ($\psi_{1,m} \approx 0,3$ und $\phi \approx 0,5$) gilt also $k_{x,\text{ges}} \approx 0,2 k_{z,\text{ges}}$. Das heißt, dass die Quersteifigkeit prinzipbedingt immer deutlich kleiner ist als die Steifigkeit in Aktor-Wirkrichtung. Daher sollte, wenn relevante Querkkräfte auftreten, eine zusätzliche Versteifung in Querrichtung (zum Beispiel durch eine Membranfeder) vorgesehen werden. Außerdem folgt daraus, dass ohne zusätzliche konstruktive Maßnahmen die erste Resonanzfrequenz eines DEAPs mit aufliegender Masse in Querrichtung unterhalb der in Längsrichtung liegt, was für die Auslegung dynamischer Anwendungen wichtig ist.

4.2 Elektromechanisches 3D-Modell eines DEAPs

Wie im vorhergehenden Kapitel gezeigt, kann das mechanische axialsymmetrische Modell bereits wesentliche Fragen zur Dimensionierung der Elektrodengeometrie beantworten. Allerdings geht es von einem mechanischen Flächendruck als Last aus, in der Realität aber wird – zumindest beim Einsatz als Aktor – die Deformation durch elektrostatische Kräfte hervorgerufen. Daher ist es sinnvoll, ein erweitertes Modell zu untersuchen, das auch elektrische Freiheitsgrade besitzt und die elektromechanische Kopplung berücksichtigt. Es soll ebenfalls dazu verwendet werden, den Einfluss der Parameter ϕ und λ auf das Systemverhalten zu untersuchen, wobei nun neben den mechanischen auch die elektromechanischen und elektrischen Eigenschaften berücksichtigt werden sollen. Um den Fehler, der bei der Approximation durch ein zylindrisches Element in Kauf genommen wird, ebenfalls zu eliminieren, wird das in Abbildung 4.1 dargestellte Modell als 3D-Modell aufgestellt.

4.2.1 Modellaufbau

Abbildung 4.19 zeigt das 3D-Modell, das einen Ausschnitt aus der hexagonalen Elektrodenstruktur mit darunterliegendem Elastomer beinhaltet. Um die Berechnungszeit effizient zu halten, werden alle möglichen Symmetriebedingungen ausgenutzt, sodass lediglich die Hälfte eines gleichseitigen Dreiecks modelliert wird, in dem ein Zwölftel eines Loches ausgespart ist. Je nach Formulierung der Randbedingungen der Knoten an der Unterseite des Elastomers kann das Modell sowohl zur Berechnung eines symmetrischen als auch eines asymmetrischen Stapelaufbaus (vgl. Abbildung 3.15) herangezogen werden.

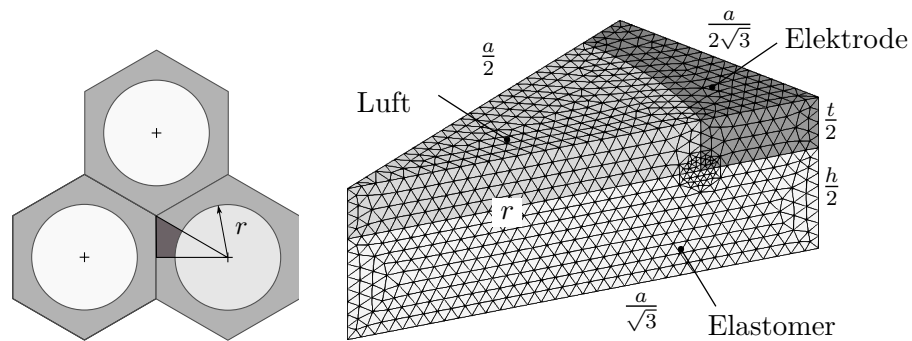


Abbildung 4.19: Elektromechanisches 3D-Modell ($\phi = 0,68$)

Das Modell ist aus tetraedrischen 3D-Elementen mit jeweils 10 Knoten aufgebaut, wobei die Elemente des Elastomers elektromechanische Eigenschaften aufweisen. In ANSYS können diese durch den Elementtyp *solid226* realisiert werden. Da in der Nähe der Lochkante eine große Deformation zu erwarten ist, ist dort eine lokale Netzverfeinerung umgesetzt. Das Elektrodenmaterial ist aus rein mechanischen Elementen (ANSYS Elementtyp *solid186*) aufgebaut, deren Steifigkeit um fünf Größenordnungen über der des Elastomers liegt. Die Luft in den Löchern ist mit rein elektrischen Elementen ohne mechanische Eigenschaften (ANSYS Elementtyp *solid122*) vernetzt, um die rückstellende Wirkung aufgrund des Luftdrucks in den Löchern zu berücksichtigen, kann dieser jedoch zusätzlich als Flächenlast aufgebracht werden (vgl. Kapitel 4.1.4).

Aufgrund der Modellkomplexität ist eine vollständig generalisierte Betrachtung wie beim mechanischen Modell in Abschnitt 4.1 nicht mehr möglich. Einige Parameter werden daher festgelegt und für alle Rechnungen konstant gehalten: E-Modul des Elastomers $E_P = 1$ MPa, E-Modul der Elektrode $E_E = 210$ GPa, Permittivität des Elastomers $\varepsilon_r = 5$, Dickenverhältnis $\tau = 0,5$.

Modellannahmen für das elektromechanische Modell (3D)	
Modelltyp	prismatisches 3D-Modell
Elastomer	lineares Materialgesetz (linear-elastisch)
Elektrode	modelliert, mit rein mechanischen Eigenschaften
Luft	modelliert, mit rein elektrischen Eigenschaften
Kontakt	nicht modelliert, Elektrode liegt vollflächig an
Last	elektrische Spannung oder mechanischer Flächendruck
Randbedingungen	nur vertikale Verformung der Elektrodenflächen zulässig
Dickenverhältnis τ	0,5
Elastizität Elastomer E_P	1 MPa (linear)
Elastizität Elektrode E_E	210 GPa (linear)
Permittivität Elastomer ε_r	5
Permittivität Luft ε_r	1

Tabelle 4.3: Annahmen der Optimierung des 3D elektromechanischen Modells

Wie bereits im mechanischen 2D-Modell wird für die Parameterstudie linear gerechnet, da von hinreichend kleinen Verformungen ausgegangen werden kann und die Aussagen sonst an Allgemeingültigkeit verlieren. Aufgrund der realistischen Abbildung einer hexagonalen Lochanordnung kann mit diesem Modell nur ein Freiflächenverhältnis bis maximal 0,907 realisiert und berechnet werden (bei infinitesimal schmalen Stegen), aus fertigungstechnischen Gründen und Stabilitätsgründen erscheint ein Freiflächenverhältnis ϕ von maximal ca. 0,70 als technisch sinnvoll. Tabelle 4.3 fasst die für die Modellierung des elektromechanischen 3D-Modells getroffenen Annahmen zusammen.

Das Modell wird in einem automatisierten Algorithmus wie schon das 2D-Modell für viele Kombinationen aus ϕ und λ erzeugt, wobei das Freiflächenverhältnis ϕ äquivalent zu Gleichung 4.2 als Verhältnis der gelochten Fläche zur Gesamtfläche der Elektrode definiert ist und sich mit Gleichung 4.1 für die hier verwendeten Parameter a und r wie folgt ergibt:

$$\phi = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \left(\frac{r}{a} \right)^2 \quad (4.49)$$

Das Modell wird zum einen mit dem MAXWELL-Druck σ_M als mechanischen Flächendruck, zum anderen direkt mit der Spannung u beaufschlagt. Dann wird zum einen die Verformung z bei beweglicher Elektrode bzw. die Blockierkraft $F_{B,Ez}$ bei fixierter Elektrode ermittelt, zusätzlich werden jeweils die elektrischen Kenngrößen der Elementarzelle, die Kapazität C_{Ez} und der Parallelwiderstand R_{Ez} , erfasst.

4.2.2 Ergebnisse und Diskussion

Mechanische und elektromechanische Nachgiebigkeit

Die Deformation aufgrund des mechanisch aufgetragenen MAXWELL-Drucks wird äquivalent zum axialsymmetrischen Modell in eine normierte Nachgiebigkeit $\psi_{1,m}$ umgerechnet (vgl. Gleichung 4.4):

$$\psi_{1,m} = \frac{z}{h} \frac{E_P}{\sigma_M}. \quad (4.50)$$

Diese Nachgiebigkeit ist in Abbildung 4.20 für das symmetrische und asymmetrische 3D-Modell dargestellt. Ein Vergleich der Ergebnisse zeigt keinen nennenswerten Unterschied zum axialsymmetrischen 2D-Modell (Abbildungen 4.3 und 4.4). Das zeigt, dass das vereinfachte 2D-Modell die mechanischen Gegebenheiten im realitätsgetreuen 3D-Modell ausreichend gut abbildet und für schnelle Analysen herangezogen werden kann.

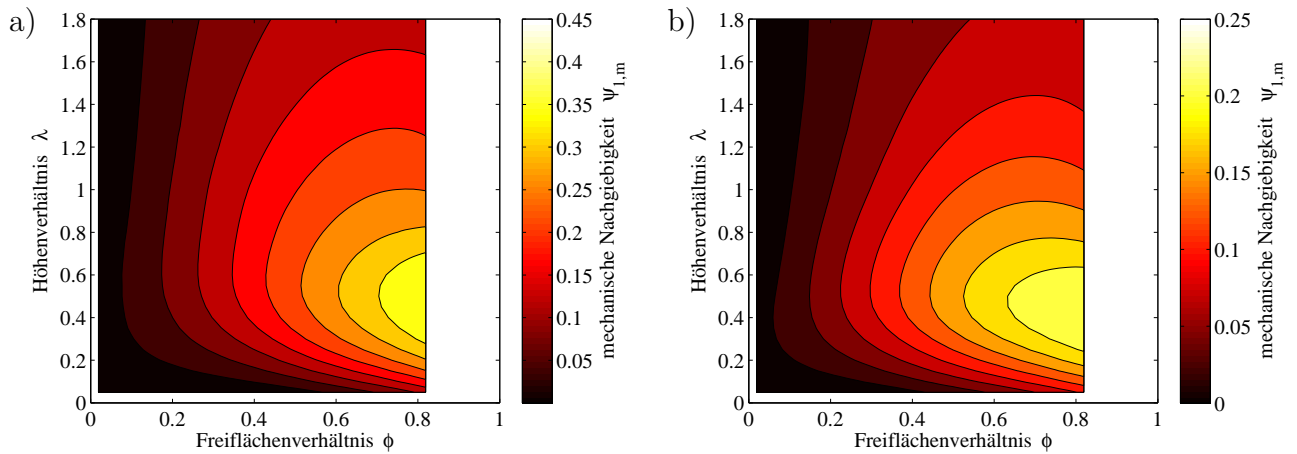


Abbildung 4.20: Normierte Nachgiebigkeit $\psi_{1,m}$ (mechanisch) für das elektromechanische 3D-Modell: a) symmetrische und b) asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

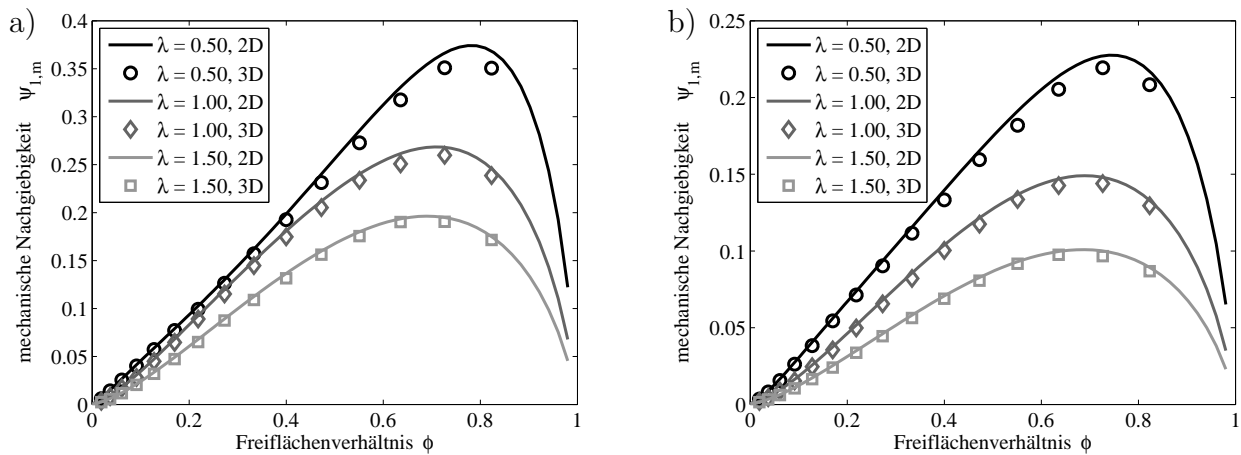


Abbildung 4.21: Vergleich der mechanischen Nachgiebigkeit $\psi_{1,m}$ im 2D-Modell und 3D-Modell: a) symmetrische und b) asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

Zur Beurteilung der aktorischen Leistung muss jedoch die Verformung aufgrund einer elektrischen Spannung u bewertet und diese entsprechend normiert werden. Dazu wird die Definition des MAXWELL-Drucks σ_M (Gleichung 2.6) herangezogen, sodass sich eine dimensionslose elektromechanische Nachgiebigkeit $\psi_{1,e}$ ergibt:

$$\psi_{1,e} = \frac{z E_P}{h \sigma_M} = \frac{z E_P h}{\varepsilon_0 \varepsilon_r u^2} . \quad (4.51)$$

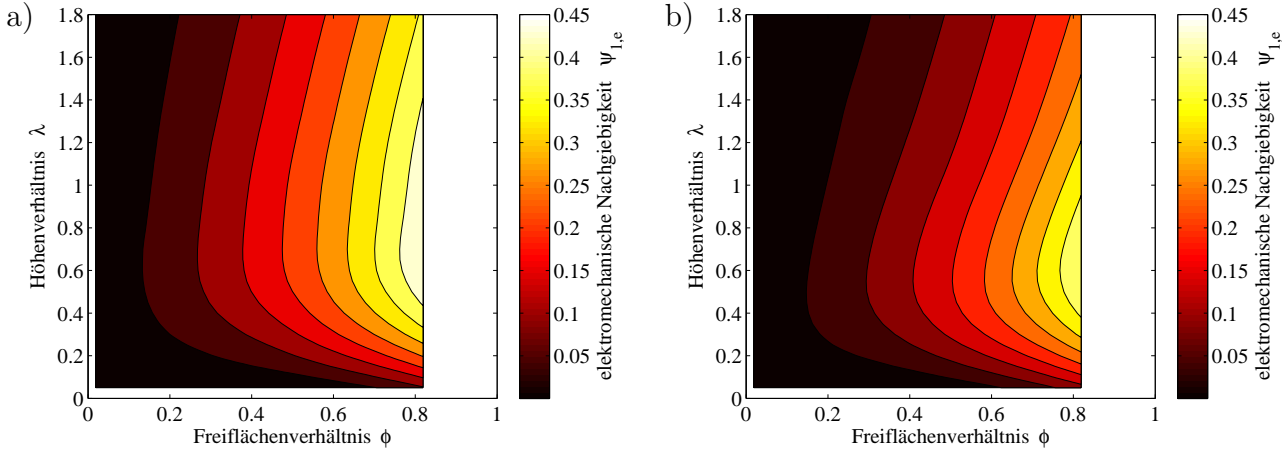


Abbildung 4.22: Normierte Nachgiebigkeit $\psi_{1,e}$ (elektromechanisch) für das elektromechanische 3D-Modell: a) symmetrische und b) asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

Das Ergebnis der zugehörigen 3D-Rechnung ist in Abbildung 4.22 gezeigt. Im Gegensatz zur mechanischen Nachgiebigkeit ist hier das Maximum zu höheren Höhenverhältnissen λ hin verschoben. Absolut betrachtet ist insbesondere bei der asymmetrischen Konfiguration für die meisten Parameterkombinationen die Verformung größer als im mechanischen Fall mit äquivalentem MAXWELL-Druck. Grund dafür ist, dass das elektrische Feld auch in den Bereich des Lochs dringt und sich dadurch eine größere resultierende Kraft ergibt als durch die Annahme einer zur Elektrodenfläche proportionalen Kraft. Abbildung 4.23 stellt das Verhältnis von $\psi_{1,e}$ zu $\psi_{1,m}$ grafisch dar.

Dieses Verhältnis zeigt an, wie sich aus den Gleichungen 4.50 und 4.51 ergibt, inwiefern die Annahme eines mechanisch wirkenden Maxwell-Drucks gemäß Glg. 2.6 bei einem DE-Aktor mit starren, gelochten Elektroden erfüllt ist. Für vollflächige Elektroden ($\phi=0$) ist dieses Verhältnis 0,5, was der aus der Elektrostatik bekannten Gleichung zur Berechnung der Kraft F_z zwischen den starren Platten eines Plattenkondensators mit der Fläche A entspricht:

$$F_z = \frac{1}{2} \varepsilon_0 \varepsilon_r A E^2 , \quad (4.52)$$

$$\sigma_z = \frac{1}{2} \varepsilon_0 \varepsilon_r E^2 . \quad (4.53)$$

Für gelochte Elektroden ist das Verhältnis $\psi_{1,e}$ zu $\psi_{1,m}$ immer größer als 0,5, da das Streufeld in den Lochbereichen eine mehr als flächenproportionale Anziehung der Elektroden bewirkt, die die Annahmen eines Plattenkondensators also nicht erfüllt sind. Wie Abbildung 4.23 zeigt ist es in vielen Fällen sogar größer als 1, für große Freiflächenverhältnisse ϕ und große Höhenverhältnisse

λ kann es sogar größer als 2 werden. Ein Vergleich der Abbildungen 4.23a und 4.23b macht deutlich, dass dieses Verhältnis für die asymmetrische Konfiguration immer etwas größer als für die symmetrische Konfiguration ist, da die gelochten Bereiche hier stärker vom elektrischen Feld durchsetzt sind.

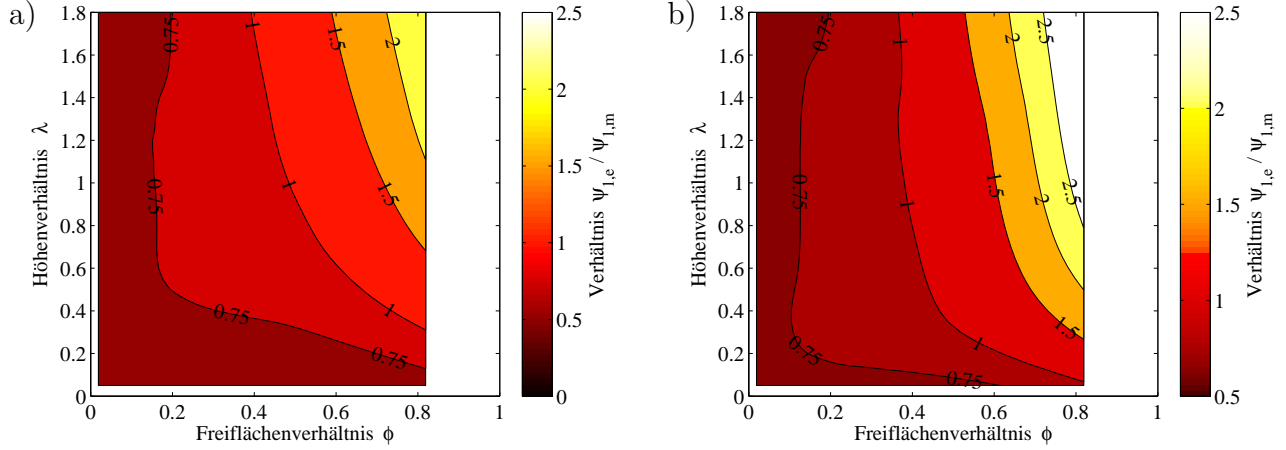


Abbildung 4.23: Verhältnis $\psi_{1,e}/\psi_{1,m}$ für das elektromechanische 3D-Modell: a) symmetrische und b) asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

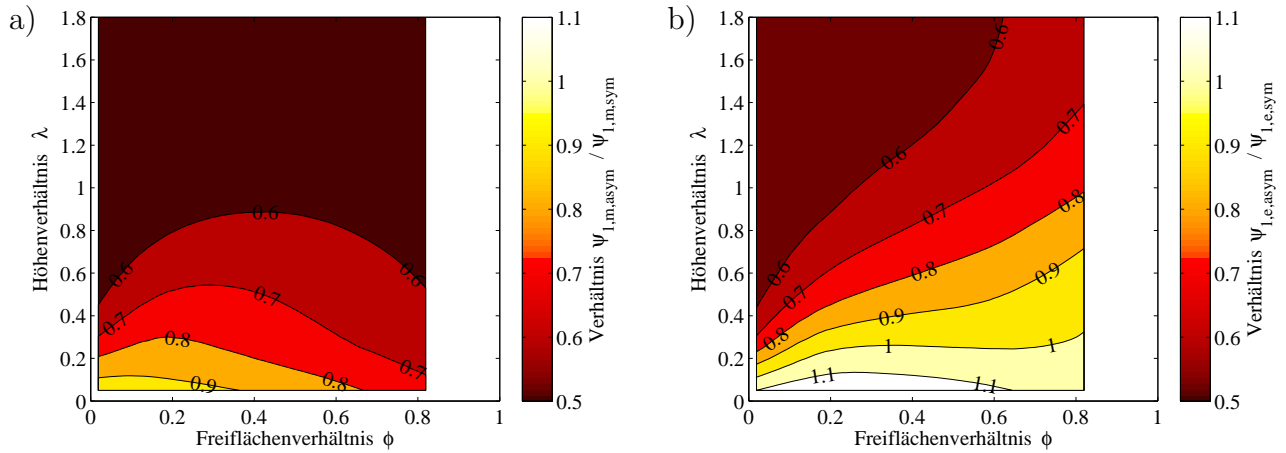


Abbildung 4.24: Vergleich zwischen symmetrischer und asymmetrischer Konfiguration (nach Abbildung 3.15) für das elektromechanische 3D-Modell: a) Verhältnis $\psi_{1,m,asym}/\psi_{1,m,sym}$ b) $\psi_{1,e,asym}/\psi_{1,e,sym}$

Ein direkter Vergleich der symmetrischen und asymmetrischen Konfiguration ist in Abbildung 4.24 gezeigt. Dort wird sowohl das Verhältnis der mechanischen Nachgiebigkeiten $\psi_{1,m}$ als auch der elektromechanischen Nachgiebigkeiten $\psi_{1,e}$ dargestellt. Es zeigt sich, dass hinsichtlich der mechanischen Nachgiebigkeit die symmetrische Konfiguration immer weicher ist ($\psi_{1,m,asym}/\psi_{1,m,sym} < 1$), was angesichts der strengeren Verformungsrandbedingungen gut nachvollziehbar ist. Die elektromechanische Nachgiebigkeit ist bei der asymmetrischen Konfiguration allerdings je nach Lochdesign kleiner oder größer als bei der symmetrischen Konfiguration, was ebenfalls durch das Streufeld begründet ist. Bei bestimmten Parameterkombinationen mit

niedrigen Höhenverhältnissen λ erzeugt die asymmetrische Konfiguration also einen größeren aktorischen Hub als die symmetrische Konfiguration.

Blockierkraft und Arbeitspotential

Ein ähnlicher Effekt wie bei der elektromechanischen Nachgiebigkeit $\psi_{1,e}$ kann bei der Berechnung der Blockierkraft $F_{B,Ez}$ festgestellt werden. Diese ist zwar immer kleiner als die maximale Blockierkraft $F_{B,Ez,max}$ bei vollflächigen Elektroden, aber nicht – wie im mechanischen Modell angenommen – ausschließlich proportional zur Elektrodenfläche, sondern sie steigt zudem mit zunehmendem Höhenverhältnis λ , wie die Ergebnisse in Abbildung 4.25 zeigen. Die maximale Blockierkraft berechnet sich für das ganze hexagonale Modell mit der Grundfläche A_{Ez} zu

$$F_{B,Ez,max} = A_{Ez} \varepsilon_0 \varepsilon_r \left(\frac{u}{h} \right)^2. \quad (4.54)$$

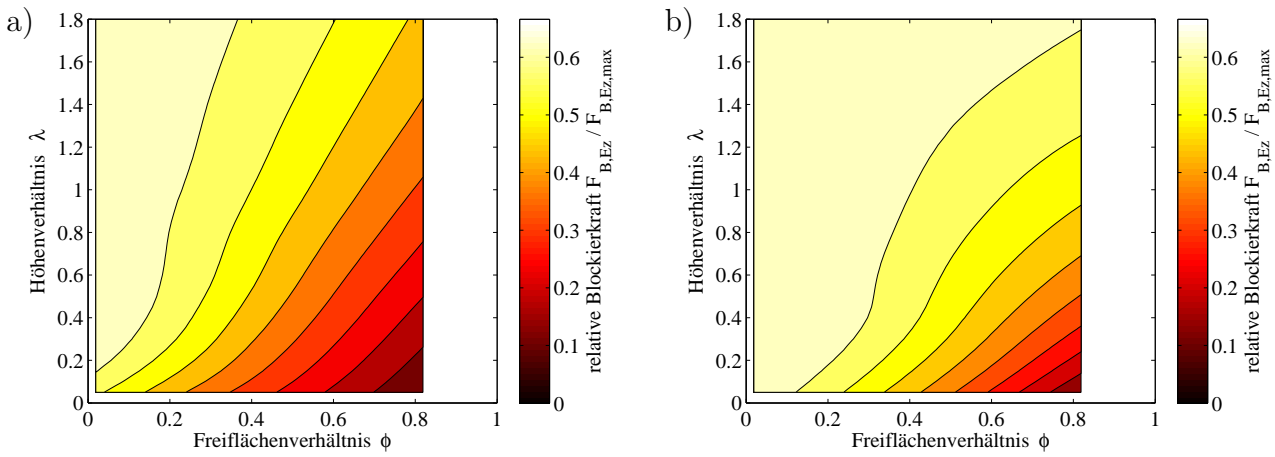


Abbildung 4.25: Relative Blockierkraft $F_{B,Ez}/F_{B,Ez,max}$ für das elektromechanische 3D-Modell: a) symmetrische und b) asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

Äquivalent zum mechanischen 2D-Modell wird auch für das elektromechanische 3D-Modell ein dimensionsloses Arbeitspotential $\psi_{2,e}$ berechnet, das als Produkt der relativen Verformung $\psi_{1,e}$ und der relativen Kraft definiert wird:

$$\psi_{2,e} = \psi_{1,e} \cdot \frac{F_{B,Ez}}{F_{B,Ez,max}}. \quad (4.55)$$

Wie die Darstellung dieses Arbeitspotentials im Parameterfeld in Abbildung 4.26 zeigen, ergibt sich im Gegensatz zum mechanischen Modell hier kein ausgeprägtes Optimum mehr, die höchsten Werte treten am rechten Rand bei maximalem Freiflächenverhältnis ϕ auf. Das elektromechanische Modell muss also sowohl hinsichtlich maximaler Deformation als auch maximalem Arbeitsvermögen ein möglichst großes Freiflächenverhältnis ϕ aufweisen.

Kapazität und Parallelwiderstand

Die Auswirkung der Geometrieparameter auf die elektrische Kapazität C_{Ez} zeigt Abbildung 4.27. Ähnlich wie bei der Blockierkraft ist die im 2D-Modell vereinfachend angenommene reine

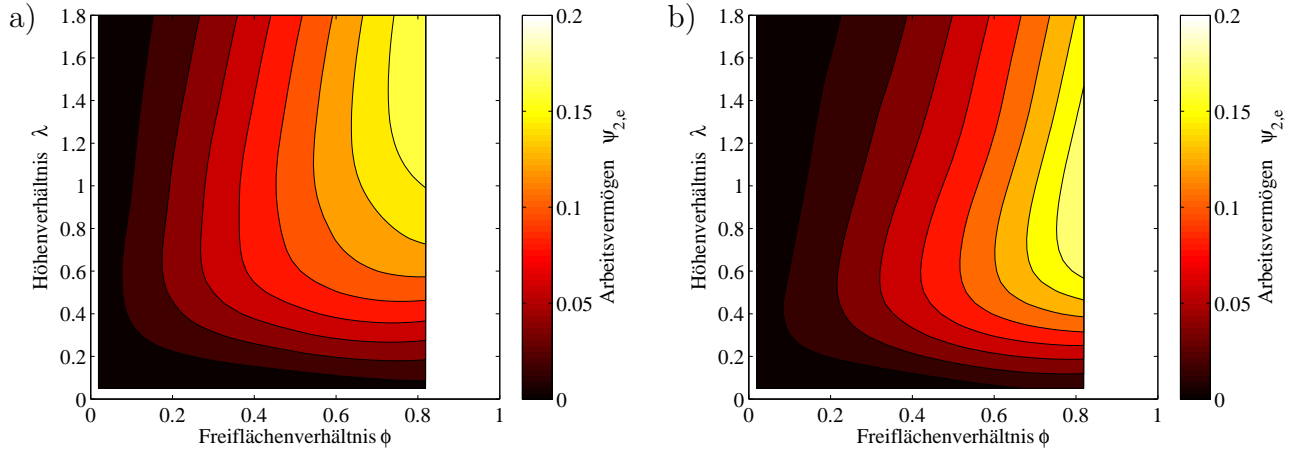


Abbildung 4.26: Dimensionsloses Arbeitspotential $\psi_{2,e}$ für das elektromechanische 3D-Modell: a) symmetrische und b) asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

Flächenproportionalität aufgrund der Feldstreuung nicht erfüllt. Die maximale Kapazität für vollflächige Elektroden ergibt sich (vgl. Gleichung 2.1) zu

$$C_{Ez,max} = \varepsilon_0 \varepsilon_r \left(\frac{A_{Ez}}{h} \right). \quad (4.56)$$

Nur für kleine Werte von λ ist die Kapazität direkt proportional zur Elektrodenfläche, da hier das Streufeld vernachlässigbar klein ist und die Annahmen eines Plattenkondensators in etwa gegeben sind.

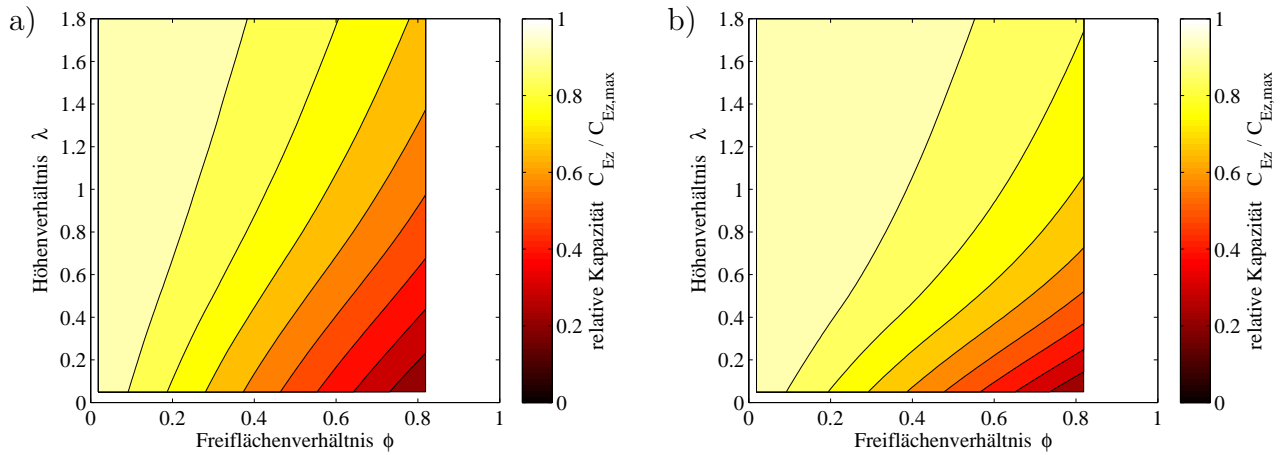


Abbildung 4.27: Relative Kapazität $C_{Ez}/C_{Ez,max}$ für das elektromechanische 3D-Modell: a) symmetrische und b) asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

Das 3D-Modell ist ferner geeignet, den elektrischen Widerstand einer Elementarzelle zu berechnen und damit den Einfluss der Lochgeometrie auf den Parallelwiderstand des ganzen Aktors abzuschätzen. Da die in ANSYS verwendeten Elemente nicht nur elektrostatische, sondern auch resistive Effekte abbilden können, kann der Stromfluss durch die Elementarzelle bei konstanter Spannung prognostiziert werden. Der elektrische Widerstand einer Elementarzelle mit gelochten Elektroden R_{Ez} ist immer größer als der bei vollflächiger Kontaktierung $R_{Ez,min}$. Es gilt

entsprechend dem elementaren Gesetz für einen gleichmäßig durchflossenen Leiter

$$R_{Ez,min} = \rho_{el,P} \frac{h}{A_{Ez}}. \quad (4.57)$$

Abbildung 4.28 zeigt den relativen Widerstand $R_{Ez}/R_{Ez,min}$ des elektromechanischen 3D-Modells für die beiden diskutierten Konfigurationen. Der Widerstand nimmt generell mit größerem Freiflächenverhältnis ϕ und kleinerem Höhenverhältnis λ zu, verhält sich also gegenläufig zur Kapazität C_{Ez} . Es wird deutlich, dass der sich einstellende Gesamtwiderstand durch die Perforation der Elektroden steigt und auch dieser Effekt ein möglichst großes Freiflächenverhältnis nahelegt, da sich ein höherer Parallelwiderstand günstig auf die elektrische Ansteuerung auswirkt.

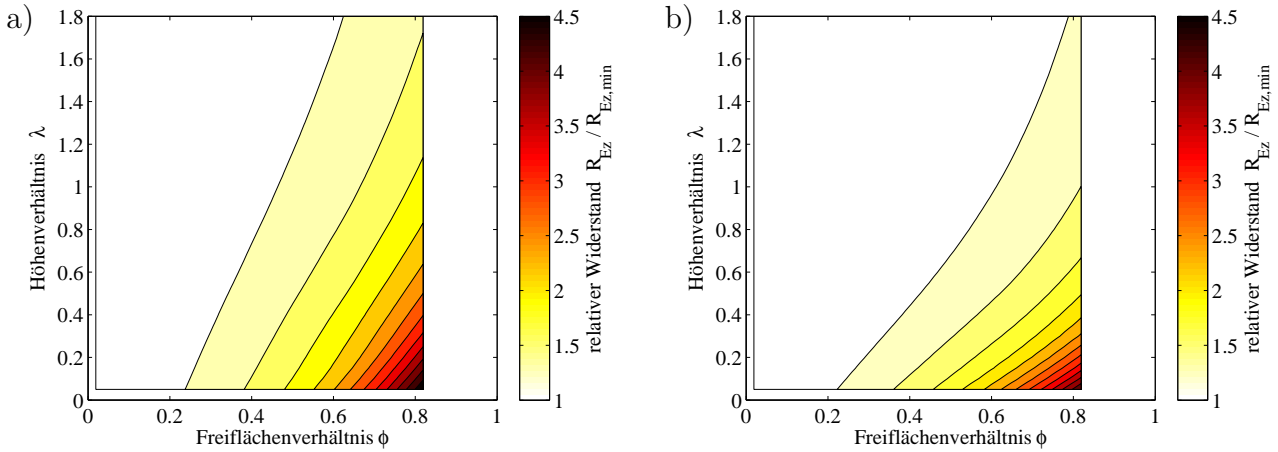


Abbildung 4.28: Relativer Widerstand $R_{Ez}/R_{Ez,min}$ für das elektromechanische 3D-Modell: a) symmetrische und b) asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

Konstruktive Schlussfolgerungen

Die Parameterstudie am elektromechanischen Modell zeigt, dass unter den für das Modell getroffenen Annahmen das Freiflächenverhältnis ϕ in jedem Fall möglichst groß gewählt werden sollte. Für die Maximierung des Hubes sollte im symmetrischen Fall λ zwischen 0,6 und 1,2 sein, im asymmetrischen etwas kleiner (ca. 0,4–1,0). In beiden Fällen zeigt sich, dass die Akteurperformance relativ unempfindlich gegenüber Schwankungen im Höhenverhältnis ist. Dies bietet in der Praxis den Vorteil, dass das gleiche Elektrodendesign für verschiedene Elastomerschichtdicken verwendet werden kann. Für die Maximierung des Arbeitsvermögens muss λ größer gewählt werden, auch hier ist die Ausgangsleistung ziemlich unempfindlich gegenüber kleinen Schwankungen. Im symmetrischen Fall sollte λ etwa zwischen 1,0 und 2,0, im asymmetrischen Fall zwischen ca. 0,6 und 1,6 liegen. Im Hinblick auf die elektrische Ansteuerung ist ein kleines Höhenverhältnis λ immer günstiger, da dann die Kapazität geringer und der Parallelwiderstand größer ist. Damit sinken sowohl die notwendige Blindleistung als auch die elektrische Wirkleistung.

In der Praxis müssen jedoch sowohl technologische Grenzen als auch die Grenzen der Modellannahmen berücksichtigt werden. Ein extrem großes Freiflächenverhältnis ϕ wird zu sehr dünnen Stegen führen, die anfällig für Risse und strukturelle Instabilität sind und darüber hinaus zu lokalen Deformationen neigen, die im numerischen Modell nicht berücksichtigt werden.

Ableiten der makroskopischen Aktorkenngrößen

Äquivalent zu den Überlegungen in Kapitel 4.1.10 kann mit den detaillierteren Ergebnissen des elektromechanischen 3D-Modells auf die makroskopischen Kenngrößen eines DEAPs geschlossen werden. Anhand der in den Gleichungen 4.58 bis 4.62 aufgeführten Zusammenhänge und der zuvor gezeigten Simulationsergebnisse können DEAPs gezielt ausgelegt und in Bezug auf bestimmte Anforderungen optimiert werden. Hierbei zeigt sich deutlich der Vorteil der dimensionslosen Betrachtungsweise: für die Berechnung sind neben den konstruktiven Parametern des Stapelaufbaus (Schichtanzahl n , Querschnittsfläche A_{ges} und Schichtdicke h), der Elektroden (Höhenverhältnis λ und Freiflächenverhältnis ϕ) und den Materialparametern des Elastomers (E-Modul E_P , Permittivität ε_r , Durchbruchfeldstärke E_{max} und spezifischer Widerstand $\rho_{\text{el,P}}$) lediglich dimensionslose bzw. bezogene Größen ($\psi_{1,m}$, $\psi_{1,e}$, $\frac{F_{B,Ez}}{F_{B,Ez,\text{max}}}$, $\frac{C_{Ez}}{C_{Ez,\text{max}}}$, $\frac{R_{Ez}}{R_{Ez,\text{min}}}$) notwendig, die direkt aus den dargestellten Ergebnisplots abgelesen werden können. Eine neue, angepasste Berechnung der numerischen Modelle ist nicht nötig.

$$k_{z,\text{ges}} = \frac{E_P A_{\text{ges}}}{n h} \left(\frac{1 - \phi}{\psi_{1,m}} \right), \quad (4.58)$$

$$F_{\text{ges}} = \frac{F_{B,Ez}}{F_{B,Ez,\text{max}}} A_{\text{ges}} \varepsilon_0 \varepsilon_r \left(\frac{u}{h} \right)^2, \quad (4.59)$$

$$z_{\text{ges}} = n \psi_{1,e} \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_r}{E_P} \frac{u^2}{h}, \quad (4.60)$$

$$C_{\text{ges}} = n \frac{C_{Ez}}{C_{Ez,\text{max}}} \varepsilon_0 \varepsilon_r \frac{A_{\text{ges}}}{h}, \quad (4.61)$$

$$R_{\text{ges}} = \frac{1}{n} \frac{R_{Ez}}{R_{Ez,\text{min}}} \frac{\rho_{\text{el,P}} h}{A_{\text{ges}}}. \quad (4.62)$$

4.2.3 Einfluss der Hyperelastizität

Der geringe Einfluss der Materialnichtlinearität gegenüber der geometrischen Nichtlinearität konnte schon anhand des 2D-Modells in Kapitel 4.1.2 gezeigt werden. Eine genauere Bewertung ermöglicht nun das 3D-Modell, indem es um einen Kantenradius erweitert wird, der zu einem sukzessiven Anlegen des Elastomermaterials führt. Es wird mit folgenden Parametern aufgebaut: $a = 200 \mu\text{m}$, $h = 60 \mu\text{m}$, $r = 80 \mu\text{m}$, $t = 30 \mu\text{m}$, $r_K = 10 \mu\text{m}$. Damit ergeben sich die dimensionslosen Verhältnissgrößen $\tau = 0,50$, $\lambda = 0,57$ und $\phi = 0,73$ (mit Berücksichtigung des Kantenradius). Es wird anschließend einmal mit linearem Material und einmal mit hyperelastischem Material (Kenndaten wie in Abschnitt 4.1.2) gerechnet. Abbildung 4.29 zeigt das verformte 3D-Modell für die symmetrische und asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15).

Die Ergebnisse in Abbildung 4.30a zeigen, dass für kleine Verformungen (bis ca. 1%) die linearisierte Nachgiebigkeit eine ausreichend genaue Beschreibung darstellt (die linearisierte Nachgiebigkeit ist jeweils entsprechend den Ergebnissen aus Abbildung 4.20 zusätzlich als Gerade eingezeichnet). Danach ist deutlich der progressive Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Kurven durch die geometrische Nichtlinearität zu erkennen. Der Einfluss des nichtlinearen Materialver-

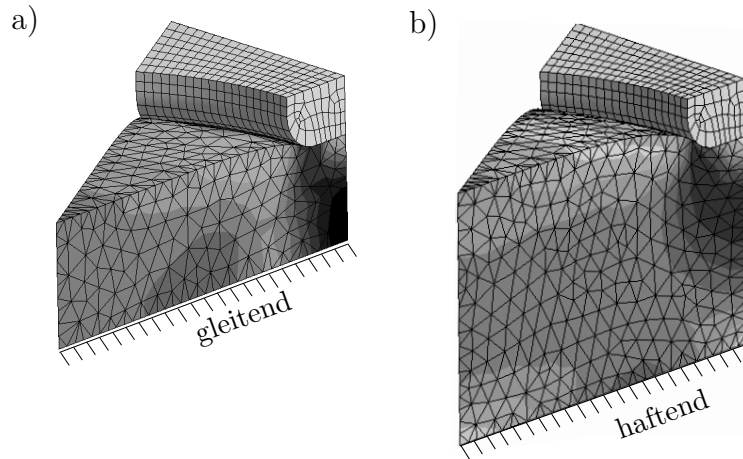


Abbildung 4.29: 3D-Modell mit hyperelastischem Materialverhalten, a) symmetrische und b) asymmetrische Konfiguration (nach Abbildung 3.15)

haltens ist deutlich geringer. Für Verformungen bis 10% kann ohne große Abweichungen mit einem linearen Elastomermaterial gerechnet werden.

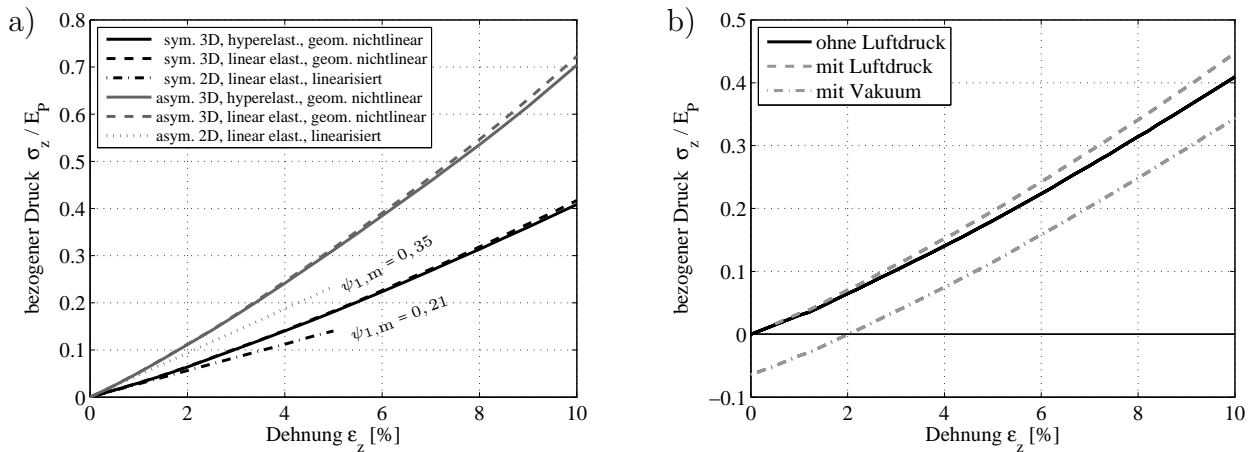


Abbildung 4.30: Berechnung der progressiven Steifigkeit: a) Einfluss der geometrischen und materialspezifischen Nichtlinearität b) Einfluss des Luftdrucks

Mit dem 3D-Modell lässt sich nun auch der Einfluss der Luft in den Löchern exakt abbilden. Dazu wird in jedem Berechnungsschritt der Druck im Loch aufgrund der aktuellen Verformung mit Hilfe des idealen Gasgesetzes bestimmt und als Flächenlast auf die freie Fläche aufgegeben. In Abbildung 4.30b ist der nichtlineare Steifigkeitsverlauf des bereits oben beschriebenen Elements einmal unter Berücksichtigung der Luftkompression im eingeschlossenen Volumen und einmal bei Vakuum dargestellt. Die Komprimierung der Luft im Innern führt zu einem Ansteigen der Steifigkeitskennlinie, während das Vakuum lediglich eine Verschiebung der Kennlinie entlang der Ordinatenachse bewirkt. Es wird deutlich, dass nun eine gewisse Vorverformung (ca. 2%) entsteht und geringe Zugspannungen ertragen werden können.

4.3 Elektromechanisches 3D-Modell eines DEAPs mit Elektrodenversatz

Da aufgrund der mikroskopisch kleinen Lochstruktur insbesondere bei manuellem Aufbau nicht garantiert werden kann, dass die Löcher der einzelnen Schichten wie in den bisherigen Modellen angenommen exakt übereinander liegen, wird im Folgenden der Einfluss eines Elektrodenversatzes numerisch untersucht.

4.3.1 Modellaufbau

Ein Blick auf die Mittelpunkte P dreier benachbarter Löcher im hexagonalen Lochmuster (Abbildung 4.31a) zeigt, dass das gegenüberliegende Loch Q irgendwo im Inneren dieses gleichseitigen Dreiecks liegen kann, wobei aus Symmetriegründen nur das rechtwinklige Dreieck PMA betrachtet werden muss. Durch einen angularen Versatz beider Elektroden zueinander kann wie dargestellt die relative Lochposition in den benachbarten Dreiecken variieren.

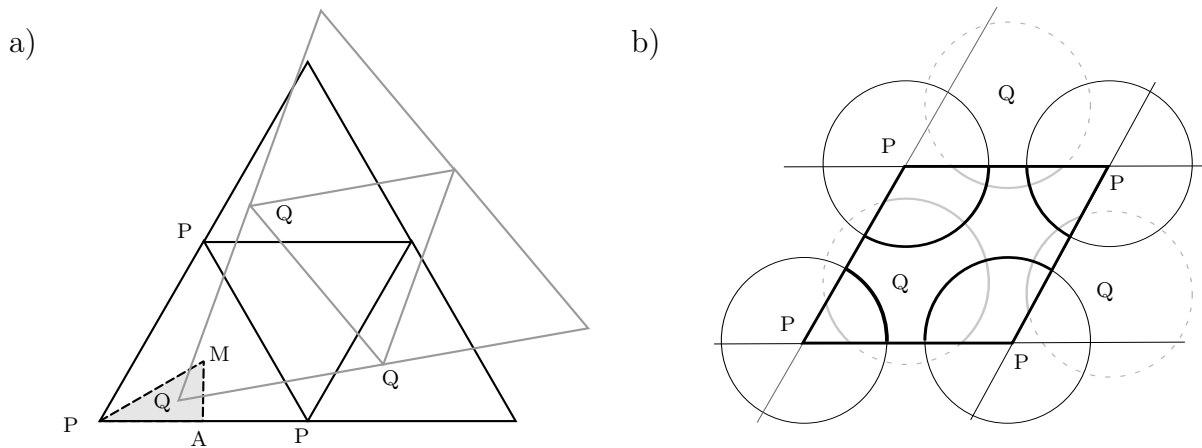


Abbildung 4.31: Lochpositionen a) bei beliebigem Elektrodenversatz und b) bei maximalem Elektrodenversatz

Um den Einfluss des Elektrodenversatzes einzuschätzen ist es sinnvoll, den Fall maximalen Elektrodenversatzes zu untersuchen. Es wird angenommen, dass beide untersuchten extremalen Konfigurationen die Spanne des möglichen Aktorverhaltens ausreichend beschreiben und eine Betrachtung aller möglichen Zwischenzustände nicht notwendig ist. Aufgrund der hohen Anzahl an Löchern und der statistischen Verteilung des Lochversatzes ist diese Annahme plausibel.

Der maximale Elektrodenversatz ist dadurch gekennzeichnet, dass die Lochmittelpunkte Q auf der einen Elektrode direkt gegenüber den Mittelpunkten M der Dreiecke liegen, die jeweils drei Lochmittelpunkte P auf der anderen Elektrode aufspannen. Der kleinste symmetrische Ausschnitt, der zur Modellierung einer solchen Konfiguration notwendig ist, ist die in Abbildung 4.31b dargestellte gleichseitige Raute.

Abbildung 4.32a zeigt das entsprechende 3D-FE-Modell mit maximalem Elektrodenversatz. Im Gegensatz zum Modell mit exakt übereinander positionierten Elektroden bleiben die Seiten des Modells nicht mehr eben, sondern wölben sich nach innen oder außen. Allerdings sind die Verformungen der rechten Seite gleich denen der linken und die vorderen gleich denen der

hinteren, da das Modell einen Ausschnitt einer ebenen Kachelung darstellt. Dies wird im 3D-Modell über Knotenkopplungsgleichungen aller äußeren Knoten gewährleistet. Damit stellt sich die in Abbildung 4.32b exemplarisch gezeigte Gesamtdeformation ein. Die Luftelemente sind in der deformierten Darstellung zur besseren Veranschaulichung ausgeblendet.

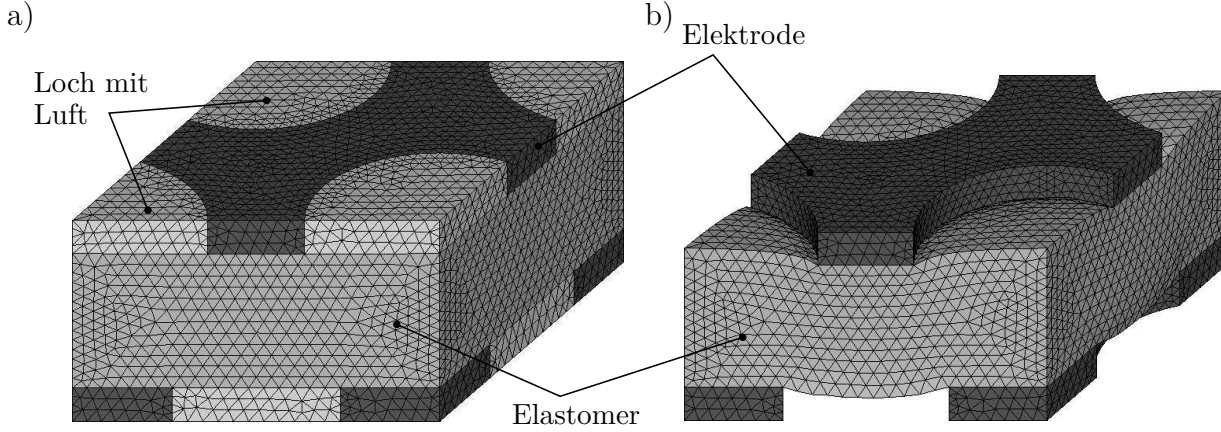


Abbildung 4.32: 3D-Modell zur Analyse des Elektrodenversatzes a) unverformtes Modell, Luft-elemente dargestellt, b) verformtes Modell, Luftelemente ausgeblendet

Analog zu den bisherigen Rechnungen kann mit diesem Modell das mechanische, elektrische und elektromechanische Verhalten des Aktorausschnitts für verschiedene Parameterkombinationen ϕ und λ betrachtet werden.

4.3.2 Ergebnisse und Diskussion

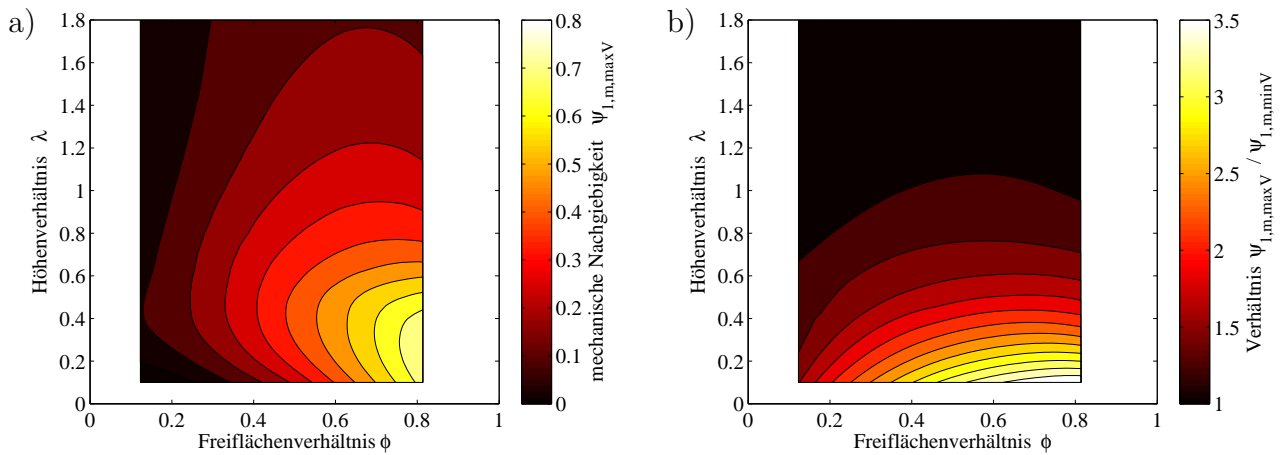


Abbildung 4.33: Nachgiebigkeit bei maximalem Elektrodenversatz: a) Nachgiebigkeit $\psi_{1,m,maxV}$ und b) Verhältnis $\psi_{1,m,maxV}/\psi_{1,m,minV}$

In Abbildung 4.33a ist die mechanische Nachgiebigkeit $\psi_{1,m,max}$ bei maximalem Elektrodenversatz in Abhängigkeit der Designparameter ϕ und λ dargestellt. Ein Vergleich dieser Ergebnisse mit denen für minimalen Elektrodenversatz (Abbildung 4.20) zeigt, dass der Elektrodenversatz im gesamten Parameterbereich eine größere Nachgiebigkeit bewirkt, bei großen Freiflächenverhältnissen ϕ und geringen Höhenverhältnissen λ sogar eine deutlich weichere Konfiguration

erzielt wird. Abbildung 4.33b zeigt das Verhältnis $\psi_{1,m,\max}/\psi_{1,m,\min}$ und quantifiziert damit die Steigerung der Nachgiebigkeit durch den Elektrodenversatz.

In gleicher Weise zeigt Abbildung 4.34a die normierte elektromechanische Nachgiebigkeit $\psi_{1,e,\max V}$ bei maximalem Elektrodenversatz. Auch hier wird deutlich, dass durch den Elektrodenversatz im gesamten Parameterbereich eine Steigerung der aktorischen Wirkung erzielt werden kann. Das in Abbildung 4.34b dargestellte Verhältnis $\psi_{1,e,\max V}/\psi_{1,e,\min V}$ zeigt jedoch, dass sie geringer ausfällt als bei der mechanischen Nachgiebigkeit. Grund dafür ist die durch den Elektrodenversatz ebenfalls verringerte Aktorkraft. Diese ist ebenso wie die Kapazität, die in 4.35a abgebildet ist, im gesamten Parameterbereich kleiner als bei minimalem Elektrodenversatz (vgl. Abbildung 4.35b). Erwartungsgemäß steigt entsprechend durch den Elektrodenversatz auch der Widerstand an. Die Abbildungen 4.36a und 4.36b zeigen, dass der Widerstand sogar für bestimmte Parameterkombinationen bis über den doppelten Wert ansteigt. In allen vier Fällen ist jedoch offensichtlich, dass der Elektrodenversatz nur bei geringen Höhenverhältnissen λ einen signifikanten Einfluss hat, was anschaulich leicht nachvollziehbar ist.

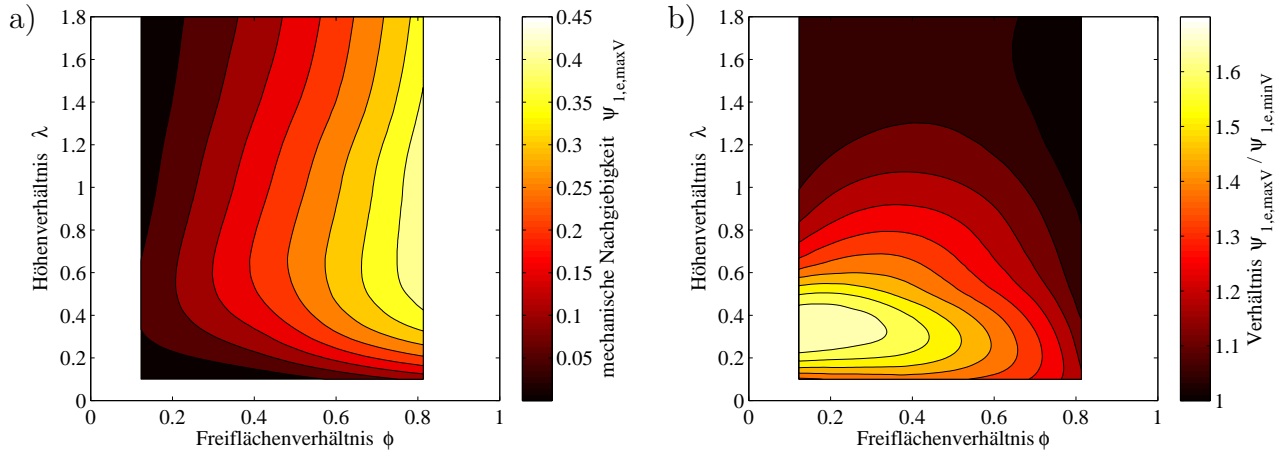


Abbildung 4.34: Nachgiebigkeit bei maximalem Elektrodenversatz: a) Nachgiebigkeit $\psi_{1,e,\max V}$ und b) Verhältnis $\psi_{1,e,\max V}/\psi_{1,e,\min V}$

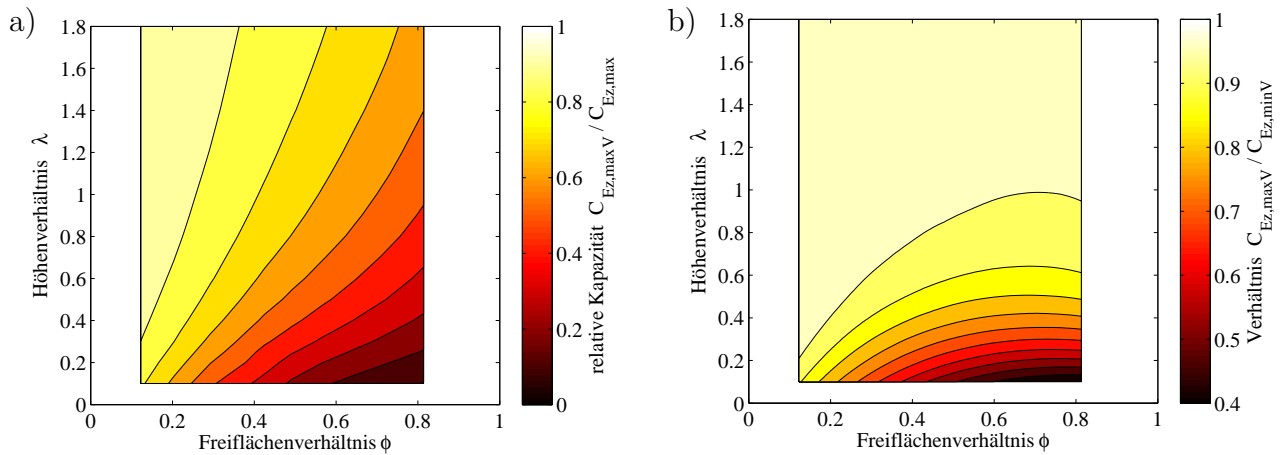


Abbildung 4.35: Kapazität bei maximalem Elektrodenversatz: a) relative Kapazität $C_{Ez,\max V}/C_{Ez,\max}$ und b) Verhältnis $C_{Ez,\max V}/C_{Ez,\min V}$

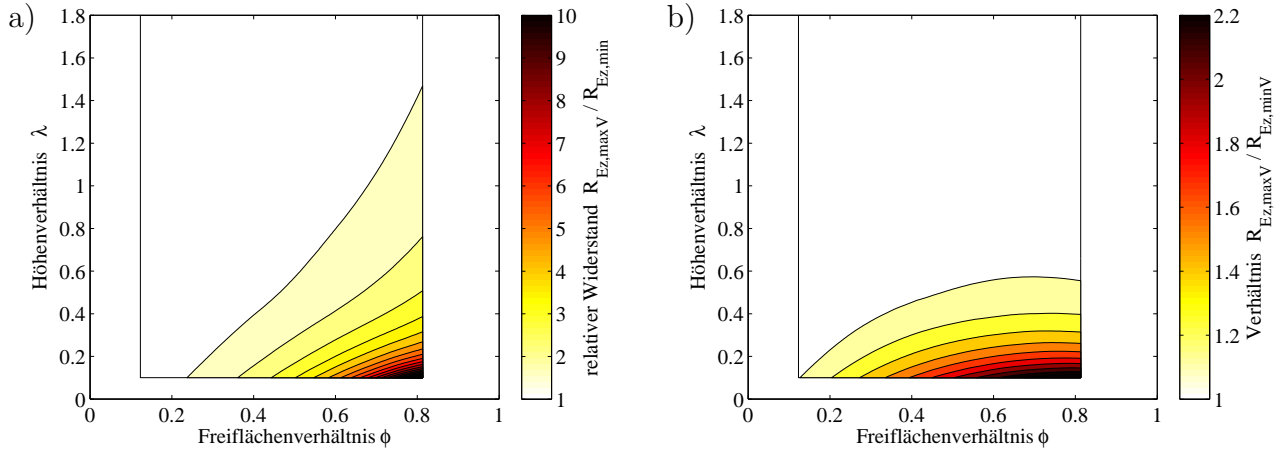


Abbildung 4.36: Widerstand bei maximalem Elektrodenversatz: a) relativer Widerstand $R_{Ez,maxV}/R_{Ez,min}$ und b) Verhältnis $R_{Ez,maxV}/R_{Ez,minV}$

Abschließend kann gesagt werden, dass sich ein Elektrodenversatz günstig auswirkt, wenn die Deformation maximiert werden soll. Zwar verringert sich dadurch die Blockierkraft, jedoch überwiegt die Erhöhung der mechanischen Nachgiebigkeit, sodass die aktorisch erzeugte Deformation gesteigert wird. Außerdem wird die Kapazität verringert und der Parallelwiderstand erhöht und damit die elektrische Ansteuerleistung reduziert. Wenn die Fertigungsgenauigkeit ein gezieltes Einstellen des Elektrodenversatzes erlaubt, sollten diese Effekte ausgenutzt werden. Bei einer statistischen Verteilung der relativen Lochpositionen ist verglichen mit der exakten Ausrichtung aller Elektroden eine geringfügige Steigerung der aktorischen Leistung zu erwarten.

4.4 Experimentelle Validierung der Berechnungen

In der Praxis ist es schwierig, die in den numerischen Parametersimulationen gewonnenen Ergebnisse experimentell zu validieren. Da die FE-Modelle prinzipbedingt nur eine ideale Einzelzelle abbilden, in der Realität aber immer eine große Anzahl solcher Zellen vermessen wird, kommen zwangsläufig statistische Effekte und Randeffekte mit ins Spiel, die in der Simulation nicht berücksichtigt werden. Außerdem liegen die zu messenden Deformationen einer Einzelschicht in einer solch kleinen Größenordnung, dass sie messtechnisch kaum zu erfassen sind. Daher müssen mehrere Schichten übereinander vermessen werden, was weitere Ungenauigkeiten hervorruft.

Um die Simulationen jedoch zumindest qualitativ an ausgewählten Punkten mit Messergebnissen abzugleichen, wurden speziell dafür angefertigte Testelektroden mit verschiedenen Lochmustern verwendet (Abbildung 4.37a). Mit Freiflächenverhältnissen ϕ zwischen 0,25 und 0,64 und verschiedenen Höhenverhältnissen λ (je nach Elastomerdicke) kann so ein großer Bereich des Parameterfeldes stichprobenartig untersucht werden.

Die Lochgrößen und -abstände der verschiedenen Typen sind in Tabelle 4.4 zusammengefasst. Mikroskopische Untersuchungen bestätigen, dass die nominell vorgegebenen Lochparameter mit einer Fehlertoleranz unter 10% eingehalten werden. Die exemplarischen Mikroskopaufnahmen der Elektrodentypen *G* und *H* in Abbildung 4.38 zeigen die hohe Präzision der elektrogalvanisch gefertigten Teile.

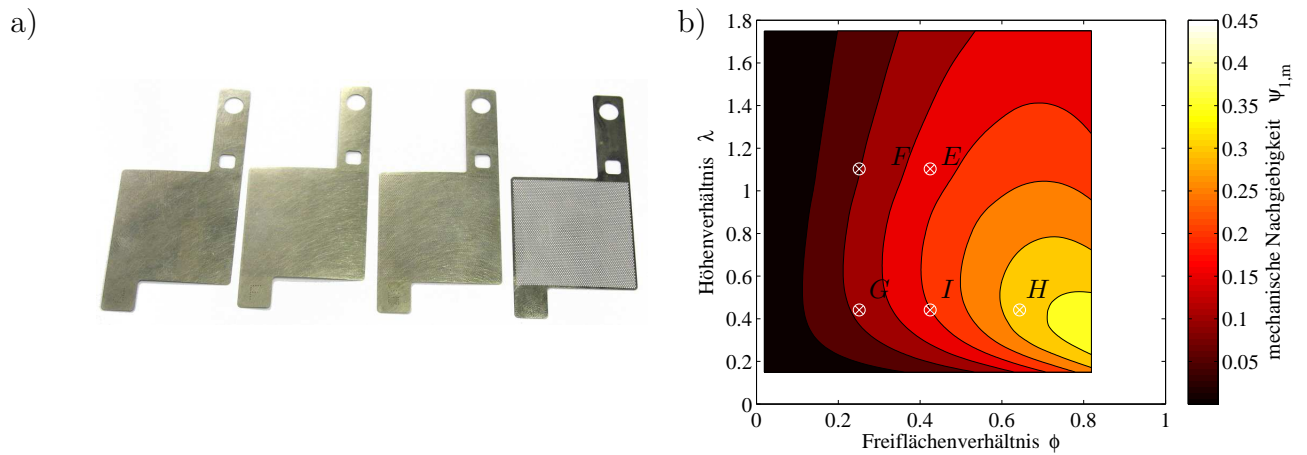


Abbildung 4.37: a) Verschiedene Testelektroden (Typen J, F, G und H), gelochte Fläche: $30 \times 30 \text{ mm}^2$, b) Lage im Parameterfeld (bei $h=110 \mu\text{m}$)

Typ	Loch- abstand a	Durch- messer d	Freiflächen- verhältnis ϕ
D	$190 \mu\text{m}$	$150 \mu\text{m}$	0,56
E	$190 \mu\text{m}$	$130 \mu\text{m}$	0,42
F	$190 \mu\text{m}$	$100 \mu\text{m}$	0,25
G	$475 \mu\text{m}$	$250 \mu\text{m}$	0,25
H	$475 \mu\text{m}$	$400 \mu\text{m}$	0,64
I	$475 \mu\text{m}$	$325 \mu\text{m}$	0,42
J	-	-	0 00

Tabelle 4.4: Nominelle Designparameter der Testelektroden

4.4.1 Steifigkeitsmessungen

Zunächst wurden Steifigkeitsmessungen an kleinen Stapeln durchgeführt, die jeweils aus vier gleichen Elektroden und drei Elastomerschichten (Naturkautschuk, $110 \mu\text{m}$) bestehen. Dazu wurde mit einer Zug-Druck-Prüfmaschine² eine linear ansteigende Kraft über einen zylindrischen Stempel (Durchmesser 18 mm) auf den Stapel aufgebracht und die Verformung in Dickenrichtung gemessen. Um Randeffekte und die Steifigkeit des Testaufbaus aus den Ergebnissen zu eliminieren, wird als Bezugswert die gemessene Steifigkeit des Stapels mit J -Elektroden (Freiflächenverhältnis $\phi = 0,00$) herangezogen, da dieser im Modell aufgrund der Inkompressibilität des Elastomers eine nahezu unendliche Steifigkeit besitzt.

Abbildung 4.39 zeigt die Ergebnisse der Steifigkeitsmessungen an Stapeln mit verschiedenen Lochmustern. Erwartungsgemäß ist die Steifigkeit progressiv, da mit zunehmender Kraft die effektive Fläche zunimmt. Zum Abgleich mit der Simulation wird der linearisierte Wert der Steifigkeitskurve bis 50 N herangezogen, da sich in diesem Bereich ein weitgehend lineares Verhalten beobachten lässt. Als Messbeginn wird eine Kraftschwelle von 10 N definiert, da bei sehr kleinen Kräften noch nicht davon ausgegangen werden kann, dass alle Bereiche des Elastomerstapels im flächigen Kontakt mit der Elektrode sind. Abbildung 4.39 zeigt rechts die Gegenüberstellung

²Zwick/Roell BT1-FR010THW.A50

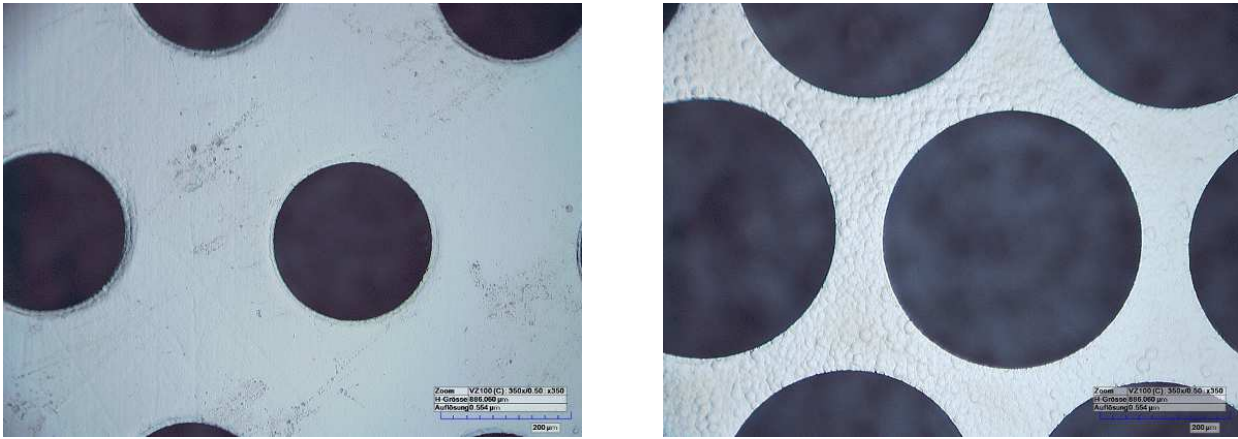


Abbildung 4.38: Mikroskop-Aufnahmen verschiedener Lochmuster (Typ *G* (links) und Typ *H* (rechts))

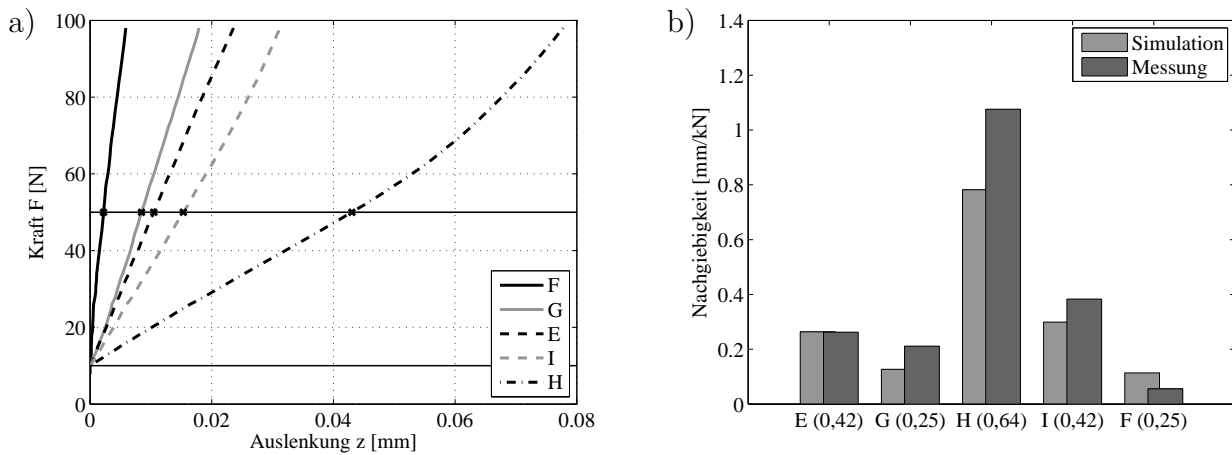


Abbildung 4.39: Steifigkeitsmessungen an verschiedenen Lochmustern mit einer Zug-Druck-Prüfmaschine

der gemessenen linearisierten Nachgiebigkeiten mit den aus der linearen Simulation (Kapitel 4.2) gewonnenen Werten, bezogen auf die Testparameter Stempelfläche, Schichtanzahl und E-Modul des Elastomers. Es zeigt sich, dass die Simulation die Stapelsteifigkeit in der richtigen Größenordnung angibt und der Unterschied zwischen den verschiedenen Lochmustern in ihrer Tendenz zwischen Simulation und Experiment übereinstimmt. Dabei muss beachtet werden, dass aufgrund des manuellen Stapelaufbaus, der Messungenauigkeiten und der nicht-idealen Randeinflüsse die experimentellen Ergebnisse mit etlichen Unsicherheiten behaftet sind und daher von den idealen Simulationswerten abweichen.

Darüber hinaus wurden Steifigkeitsmessungen an Stapeln mit einem Elektrodentyp, aber unterschiedlicher Schichtanzahl durchgeführt, um die Annahme der linearen Extrapolation der einschichtigen Simulationsergebnisse auf Vielschichtaktoren zu legitimieren. Die Weg-Kraft-Verläufe und die daraus extrahierten linearen Nachgiebigkeiten sind in Abbildung 4.40 dargestellt. Tatsächlich nimmt die Gesamtnachgiebigkeit mit steigender Schichtanzahl in etwa linear zu, sodass eine Extrapolation gerechtfertigt ist.

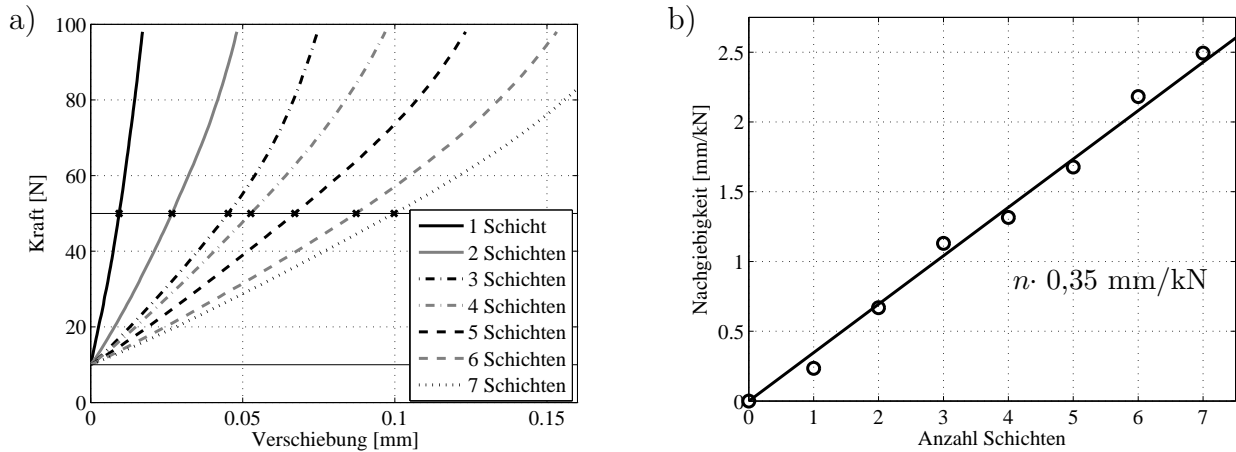


Abbildung 4.40: Steifigkeitsmessung an verschiedenen Stapeln aus Naturkautschuk (ca. $110 \mu\text{m}$) und Elektroden Typ *H*: a) Steifigkeitskennlinien b) linearisierte Nachgiebigkeiten

4.4.2 Kapazitätsmessungen

Zur Verifikation der Kapazitätssimulation wurden Einschichtaktoren mit verschiedenen Elektrodentypen (vgl. Abbildung 4.37 und Tabelle 4.4) aus Naturkautschukfolien (Schichtdicke $110 \mu\text{m}$) aufgebaut und elektrisch mit einer Wechselspannungsbrücke³ vermessen. Die Aktoren waren dabei mit einer Last von 3 kg mechanisch belastet, um ein vollständiges Anliegen aller Elektrodenbereiche zu garantieren. Die Messfrequenz betrug 1 kHz bei 1 V Messspannung.

Typ	Freiflächenverhältnis ϕ	Höhenverhältnis λ	Kapazität C_{ges}
<i>E</i>	0,42	1,10	196 pF
<i>F</i>	0,25	1,10	243 pF
<i>G</i>	0,25	0,44	208 pF
<i>H</i>	0,64	0,44	139 pF
<i>I</i>	0,42	0,44	182 pF
<i>J</i>	0,00	-	260 pF

Tabelle 4.5: Ergebnisse der Kapazitätsmessungen mit den Testelektroden (nach Tabelle 4.4)

Die gemessenen Kapazitäten reichen von 139 pF (Typ *H*) bis 243 pF (Typ *F*) bzw. 260 pF (Typ *J*) (Tabelle 4.5). Erwartungsgemäß wird die Kapazität maßgeblich durch das Freiflächenverhältnis ϕ beeinflusst, da es die wirksame Elektrodenfläche bestimmt. Aber auch das Höhenverhältnis λ beeinflusst durch das Streufeld die Kapazität, wie ein Vergleich der Aktoren mit Elektroden der Typen *F* und *G* bzw. *E* und *I* (jeweils gleiches Freiflächenverhältnis ϕ aber unterschiedliches Höhenverhältnis λ) ergibt. Beide Effekte entsprechen den in den numerischen Untersuchungen aufgezeigten Zusammenhängen (vgl. Abbildung 4.27).

Abbildung 4.41 zeigt die Lage der untersuchten Lochmuster im Parameterfeld der Kapazitätssimulation und stellt die gemessenen Kapazitäten den aus der Simulation abgeleiteten

³Hameg LCR-Meter HM8118

Werten gegenüber, wobei jeweils die Simulationswerte für minimalen und maximalen Elektrodenversatz dargestellt sind. Dabei wird wiederum der mit der vollflächigen Elektrode (Typ *J*) gemessene Wert als Referenz (relative Kapazität von 1) gewählt. Es zeigt sich eine sehr gute qualitative und quantitative Übereinstimmung der numerischen und experimentellen Ergebnisse. Auch hier muss berücksichtigt werden, dass die relative Lage der Elektroden nicht exakt definiert ist und zudem Randeﬀekte die Messergebnisse beeinflussen.

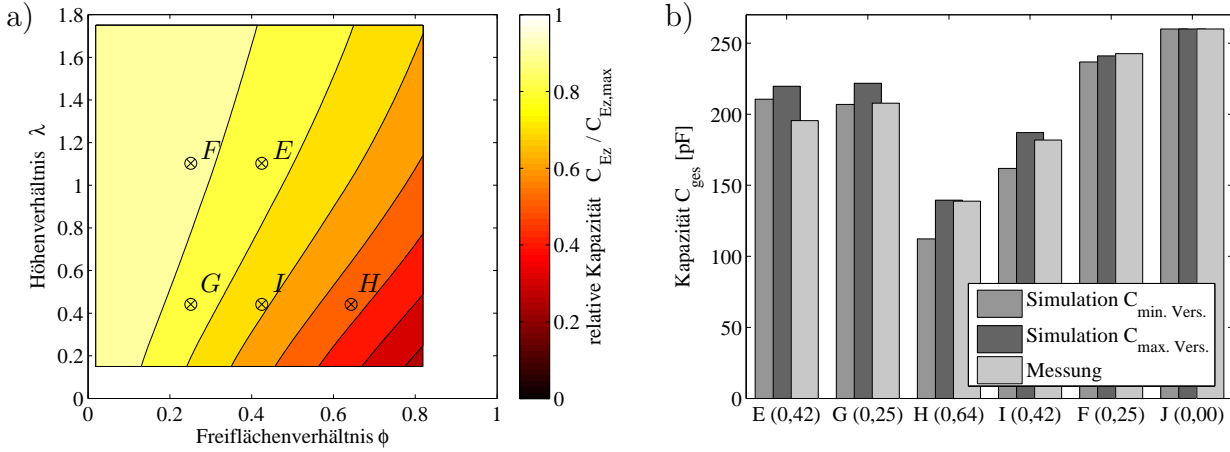


Abbildung 4.41: Messung der Kapazität C_{ges} an verschiedenen Lochmustern: a) Simulationsergebnisse und b) Vergleich Messung und Simulation

4.4.3 Aktorische Messungen

Für den Abgleich der elektromechanischen Simulation wurden wiederum kleine Stapel mit 4 Elastomerschichten aufgebaut und aktorisch angesteuert. Um hohe elektrische Felder und damit entsprechend messbare Auslenkungen zu generieren, wurde hierzu ein sehr dünnes Elastomermaterial der Firma *Bayer* (WAJ 735-03) mit hoher Permittivität verwendet, das laut Herstellerangaben folgende Kennwerte aufweist: E-Modul E_p von 2,2 MPa bei 0% Vordehnung, Permittivität ϵ_r von 7,26 für niedrige Frequenzen, Schichtdicke 54 μm . Gemessen wurde die Beschleunigung der aufliegenden Testmasse (1135 g) bei einer harmonischen Ansteuerung mit 50 Hz (0-800 V). Die Ergebnisse der Beschleunigungsmessung sind in Abbildung 4.42a dargestellt, der sich daraus ergebende Auslenkungs-Zeit-Verlauf in Abbildung 4.42b. Deutlich zu erkennen ist die sich aus dem quadratischen MAXWELL-Effekt (vgl. Gleichung 2.6) ergebende Nichtlinearität, die den nicht-sinusodialen Auslenkungs-Zeit-Verlauf hervorruft. Zum späteren Vergleich mit den Simulationsergebnissen wird aus dem Auslenkungs-Zeit-Verlauf jeweils die maximale Auslenkung (Differenz zwischen oberem und unterem Umkehrpunkt) bestimmt und daraus die prozentuale Dehnung in z -Richtung ermittelt.

Abbildung 4.43a zeigt die Lage der untersuchten Testelektroden in Kombination mit dem Elastomer im Parameterfeld der elektromechanischen Simulation (vgl. Kapitel 4.2). Für die aufgebauten Aktoren nimmt die elektromechanische Nachgiebigkeit $\psi_{1,e}$ Werte zwischen 0,04 (Typ *G*) und 0,25 (Typ *D*) an. Die Ergebnisse der mechanischen und der elektromechanischen Simulation werden in Abbildung 4.43b den aktorischen Messergebnissen gegenübergestellt. Auch hier ist ersichtlich, dass die gemessenen Auslenkungen in der gleichen Größen-

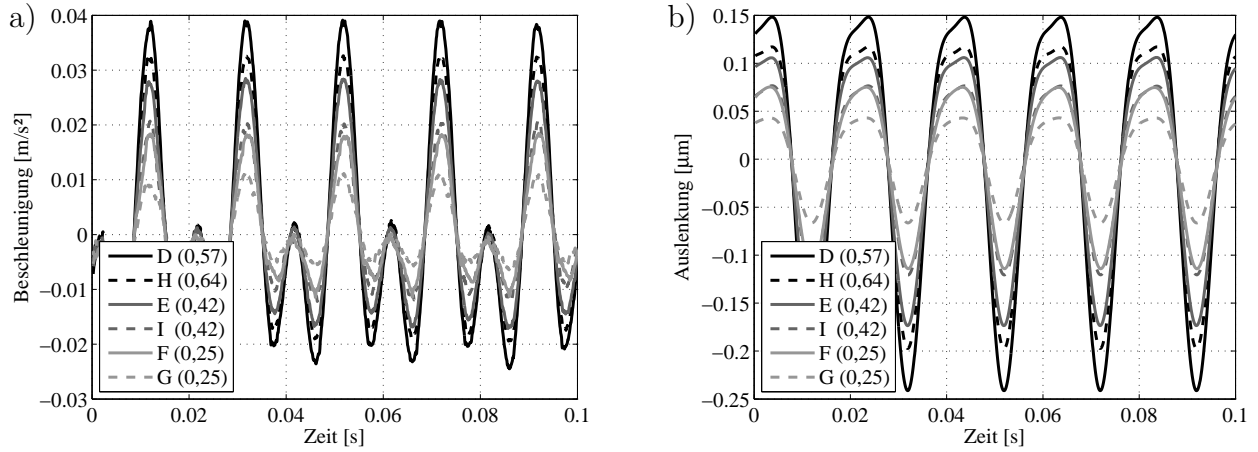


Abbildung 4.42: Aktorische Messungen mit verschiedenen Testelektroden (nach Tabelle 4.4):
 a) Beschleunigung und b) Auslenkung

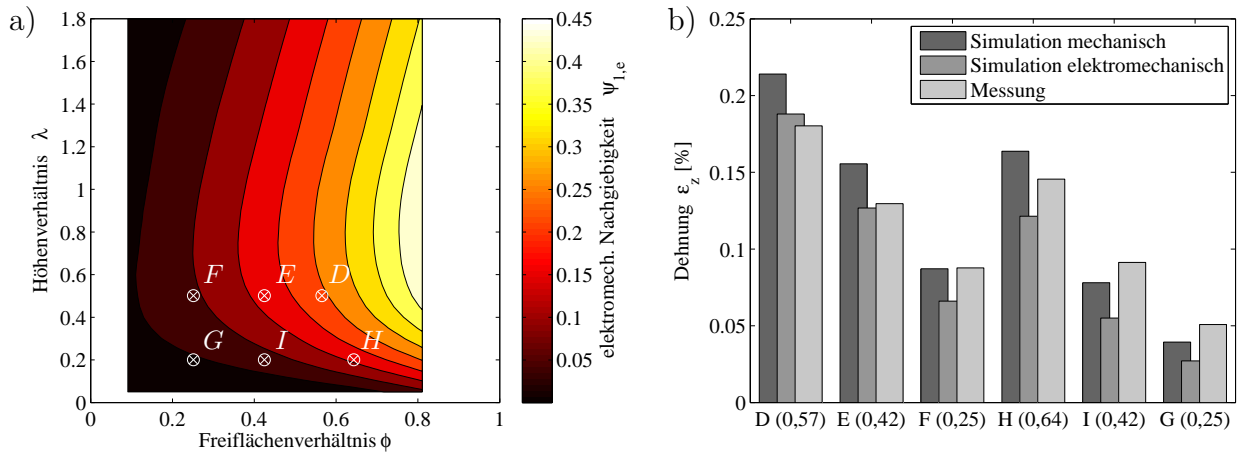


Abbildung 4.43: Aktorische Messungen mit verschiedenen Testelektroden (nach Tabelle 4.4):
 a) Simulationsergebnisse und b) Vergleich Messung und Simulation

ordnung liegen wie durch die linearisierte Simulation vorausgesagt und dass die Tendenz der verschiedenen Testelektroden ebenfalls richtig angegeben wird. Es zeigt sich außerdem, dass für die untersuchten Parameterkombinationen die elektromechanische Simulation eine niedrigere Deformation voraussagt als die vereinfachte mechanische Rechnung.

4.4.4 Fazit der Messergebnisse

Die in diesem Abschnitt durchgeführten Messungen mit verschiedenen Testelektroden können die numerischen Simulationen angesichts der gegebenen Randbedingungen erstaunlich gut bestätigen. Die Simulationen sagen sowohl die mechanischen als auch die elektrischen und elektromechanischen Messergebnisse in der richtigen Größenordnung voraus und bestätigen tendenziell den Einfluss der Lochgeometrie auf die verschiedenen Eigenschaften. Die vorhandenen Abweichungen zu den Berechnungen sind durch die nicht idealen Messaufbauten und durch Messfehler erklärbar. Präzisere Messungen mit höherauflösenden Messgeräten lassen bessere Ergebnisse

erwarten. Dies konnte durch Messungen mit einem hochauflösenden Laservibrometer an Zweischichtaktoren aus Silikonfolien bestätigt werden. Die entsprechenden Messergebnisse sind im Anhang A zu finden. Insgesamt zeigt die Ergebnisse, dass die 3D-FE-Rechnungen als Grundlage für die Entwicklung von DE-Aktoren mit gelochten Elektroden verwendet werden kann. Ein solcher Aktor wird im nächsten Kapitel vorgestellt und charakterisiert.

Kapitel 5

Aufbau, Charakterisierung und Modellierung eines Funktionsmusters

Um die Funktionsfähigkeit des in Kapitel 3 vorgestellten und in Kapitel 4 numerisch untersuchten Designansatzes zu zeigen, wurden im Rahmen dieser Arbeit mehrere DEAP-Funktionsmuster aufgebaut, experimentell untersucht und in realitätsnahen Applikationen eingesetzt. In diesem Kapitel wird zunächst das Design und der Aufbau eines solchen Funktionsdemonstrators vorgestellt. Anschließend wird die Modellierung eines solchen Aktors mit Hilfe eines neu entwickelten parametrischen Modells gezeigt. Abschließend wird anhand des Funktionsdemonstrators die konkrete experimentelle Charakterisierung zur Bestimmung der für das Modell notwendigen Parameter beschrieben. Außerdem werden weitere Untersuchungen zur Zuverlässigkeit und Nichtlinearität des Funktionsdemonstrators durchgeführt. Die in diesem Kapitel beispielhaft angewendeten numerischen und experimentellen Methoden sind auf alle vergleichbaren Aktoraufbauten übertragbar.

5.1 Konstruktion und Aufbau des DEAP-Funktionsmusters

5.1.1 Elastomermaterial

Für den hier vorgestellten Funktionsdemonstrator wurden dünne Naturkautschukfolien als Elastomermaterial verwendet, die im medizinischen Bereich in Gymnastikbändern zur Rehabilitation und zum Krafttraining eingesetzt werden. Das Material zeichnet sich aufgrund seiner industriellen Herstellung durch eine hohe Konstanz seiner Materialeigenschaften und seiner Schichtdicke aus und ist äußerst kostengünstig. Es wird von der Firma *Hygenic Corporation* (Akron, USA) hergestellt und z.B. in den Produkten der Thera-Band™-Serie eingesetzt. Die Folie ist ca. $110\,\mu\text{m}$ dick und kann als Rolle (bis 45,5 m) bezogen werden (Abbildung 5.1a). Vergleichbare Materialien (z.B. OppoBand™ der Firma *Oppo Medical Inc.*) wurden auch in anderen Arbeiten als vielversprechende Alternativen für dielektrische Elastomerwandler identifiziert und besonders im Hinblick auf Elastomergeneratoren aufgrund ihrer Zuverlässigkeit bei zyklischer Belastung und ihrer niedrigen Viskosität empfohlen [102].

Die im Folgenden vorgestellten mechanischen und elektrischen Eigenschaften des verwendeten Materials wurden in Laborversuchen bei Raumtemperatur identifiziert und berücksichtigen daher keine Abhängigkeiten von Temperatur und Feuchte. Im Hinblick auf industrielle Applikationen sind dafür gezielte Untersuchungen anzustreben, um den möglichen Einsatzbereich genau abstecken zu können.

Der linearisierte E-Modul ohne Vorspannung liegt mit ca. 1,5 MPa¹ zwischen den Werten von Silikonen und Acrylaten. Das Material lässt sich reversibel um über 250 % dehnen und zeigt bei großen Dehnungen typisch hyperelastisches Verhalten (Abbildung 2.17). Die relative Permittivität liegt bei etwa 2,3-2,7 und damit etwas unterhalb der von Silikonen (2,7-2,8) und deutlich unterhalb der des klassischerweise als dielektrisches Elastomer verwendeten Acrylats VHB 4910 von 3M (ca. 4,7) [87]. Die Durchbruchfeldstärke wurde experimentell auf 40 kV/mm bestimmt², die jedoch durch Feuchtigkeitsaufnahme signifikant absinkt. Naturkautschuk zeichnet sich generell durch eine ausgesprochen gute Isolationswirkung aus, was einen hohen Parallelwiderstand und damit niedrige Leakageströme garantiert. Der Literaturwert des spezifischen Widerstands von Naturkautschuk liegt bei ca. $10^{13} \Omega\text{m}$, eine gesonderte Bestimmung dieses Parameters für das vorliegende Material wird nicht durchgeführt, da der Parallelwiderstand am fertig montierten Aktor ermittelt wird (Kapitel 5.3.2).

Außerdem zeichnet sich Naturkautschuk durch einen niedrigen viskosen Anteil der Elastizität aus, was es besonders für dynamische Anwendungen empfiehlt. Das vorliegende Material hat zudem den Vorteil, dass die Oberfläche (im Gegensatz zu vielen anderen Elastomermaterialien) nicht klebrig ist und sich daher ein reversibles Anlegen an und Ablösen von der Elektrode im Betrieb einstellen kann (vgl. Abschnitt 4.1.3).

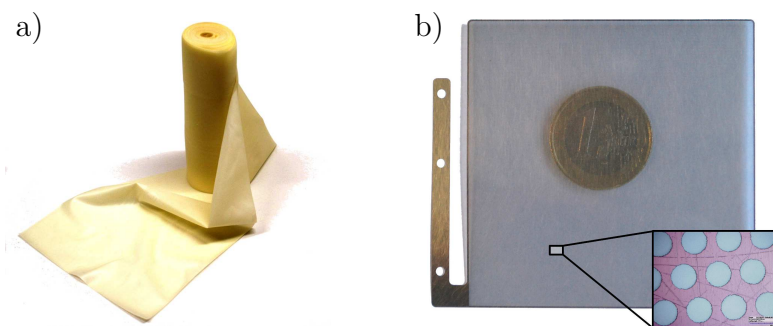


Abbildung 5.1: a) Naturkautschuk von *Hygenic Corporation*, b) elektrogeformte Nickel-Elektroden mit Anschlussfährchen

Naturkautschuk ist zudem als nachwachsender Rohstoff besonders ressourcenschonend und empfiehlt sich insbesondere im Vergleich zu bleihaltigen Piezokeramiken (z.B. Blei-Zirkonat-Titanat) als ungiftiger und umweltfreundlicher Wandlerwerkstoff.

¹Der Wert wurde im Zugversuch in Folienlängsrichtung experimentell bestimmt (vgl. Abbildung 2.17). Das Material muss als isotrop angenommen werden, da eine Bestimmung des E-Moduls in Dickenrichtung experimentell nicht möglich ist. Eventuell vorhandene Anisotropien, beispielsweise durch den Herstellungsprozess bedingt, werden daher nicht berücksichtigt, sind allerdings bei Polymeren in der Regel auch nicht zu erwarten.

²Da die Durchbruchfeldstärke von einer Vielzahl von Einflüssen (Geschwindigkeit der Spannungssteigerung, Zeitdauer der Belastung, Temperatur und Umweltbedingungen) abhängig ist, muss ihre Bestimmung unter genau festgelegten Bedingungen erfolgen, um vergleichbare Werte zu erhalten [103]. Sie wurde hier gemäß DIN EN 60243 Teil 1 und Teil 2 durchgeführt.

5.1.2 Gelochte Elektroden

Fertigungstechnologien für gelochte Metallelektroden

Um dünne perforierte Metallelektroden zu realisieren, stehen verschiedene Fertigungstechnologien zur Verfügung. Im Rahmen dieser Arbeit wurden sowohl im Elektroform-Verfahren als auch durch einen Ätzprozess hergestellte Elektroden verwendet. Beide Fertigungstechnologien werden anhand der Darstellung in Abbildung 5.2 vorgestellt und im Hinblick auf die Einsatzfähigkeit für die Elektrodenfertigung bewertet:

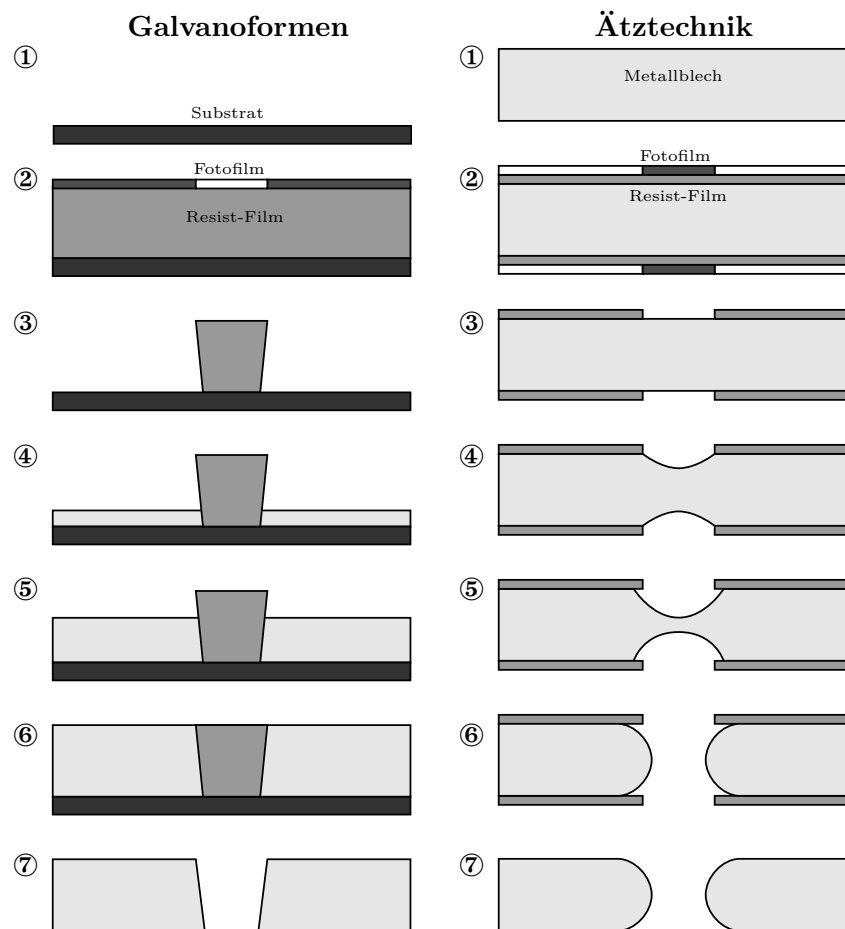


Abbildung 5.2: Formgebungsverfahren für dünne Metallbleche [104]

Beim *Galvanoformen* wird eine Substratstruktur ① mit einem Resist-Film beschichtet, auf dem der Fotofilm aufgebracht ist ②. Durch Belichten des Films wird der Resist-Film in den Bereichen entfernt, in denen Material aufgebaut werden soll. Zurück bleiben lediglich Ausprägungen der späteren Löcher ③. Im eigentlichen Galvanoform-Prozess wird nun das Metall aus einem wässrigen Salzbad auf dem Substrat abgeschieden ④-⑥. Abschließend wird der Resist-Film entfernt und die fertige Struktur vom Substrat getrennt ⑦. Die Löcher weisen präzise Konturen auf und sind leicht konisch geformt.

Beim *Ätzen* wird ein Metallblech ① beidseitig mit einem Resist-Film beschichtet, auf den der inverse Fotofilm aufgebracht wird ②. Danach wird der Bereich der Löcher aus dem Resist-Film durch Belichten entfernt ③. Beim anschließenden chemischen Ätzen wird Material in den

freien Bereichen abgetragen ④-⑥. Die entstehenden Löcher sind allerdings größer als im Film vorgegeben, daher werden die Löcher im Film kleiner definiert als sie im fertigen Produkt sein sollen. Prinzipbedingt tritt außerdem eine starke Kantenverrundung auf. Abschließend wird der Resist-Film vom Metallblech entfernt ⑦.

Beide Verfahren sind industriell etabliert (z.B. *MicroStencil Limited*, *Metaq GmbH*, *MicroMetal GmbH*) und haben sich insbesondere in der optischen Industrie, der Medizintechnik und der Elektronikfertigung bewährt. Das Elektroform-Verfahren ermöglicht dabei die präzisere Formgebung, ist allerdings auch mit größeren Produktionskosten verbunden.

	Nickel	Edelstahl	Kupfer	Aluminium
Leitfähigkeit	$1,4 \cdot 10^7 \text{ S/m}$	$1,4 \cdot 10^6 \text{ S/m}$	$5,8 \cdot 10^7 \text{ S/m}$	$3,7 \cdot 10^7 \text{ S/m}$
Widerstand	$7,2 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	$7,1 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$	$1,7 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	$2,7 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$
Dichte	$8,91 \text{ g/cm}^3$	$7,85 \text{ g/cm}^3$	$8,92 \text{ g/cm}^3$	$2,70 \text{ g/cm}^3$
E-Modul	200 kN/mm^2	210 kN/mm^2	110 kN/mm^2	70 kN/mm^2

Tabelle 5.1: Typische Materialkennwerte von Nickel, Edelstahl, Kupfer und Aluminium [101]

Das Ätzverfahren ist mit fast jedem Metall durchführbar, um rostfreie und korrosionsbeständige Elektroden zu erhalten bieten sich insbesondere Edelstähle an, aber auch geätzte Elektroden aus Kupfer oder Aluminium sind möglich. Das Galvanoformen eignet sich hingegen aufgrund der chemischen Anforderungen nur für Nickel. Tabelle 5.1 stellt die für den Einsatz als Elektrodenmaterial relevanten Eigenschaften von Nickel, Edelstahl, Kupfer und Aluminium einander gegenüber. Hinsichtlich der Leitfähigkeit ist natürlich Kupfer für den Einsatz als starre Elektrode besonders vorteilhaft, während sich für speziell gewichtskritische Anwendungen Aluminium aufgrund seiner niedrigen Dichte bei gleichzeitig hoher Leitfähigkeit anbietet. Edelstahl weist eine deutlich schlechtere Leitfähigkeit auf, bietet aber aufgrund seiner chemischen Beständigkeit praktische Vorteile.

Nickel weist im Vergleich dazu eine mittlere elektrische Leitfähigkeit auf und ist ähnlich schwer wie Kupfer. Praktische Nachteile können aufgrund der eingeschränkten Hautverträglichkeit entstehen: Teile aus Nickel sind häufig Auslöser für Kontaktallergien, da ein großer Teil der Bevölkerung gegen Nickel sensibilisiert ist. Wenn die höhere Präzision des Galvanoformens nicht erforderlich ist, ist es daher sowohl aus technologischen als auch aus ökonomischen und medizinischen Gründen vorteilhaft, je nach Anwendungsfall geätzte Edelstahl-, Kupfer oder Aluminiumelektroden zu verwenden.

Abbildung 5.3 zeigt eine elektrogeformte Nickel-Elektrode (Lochdurchmesser $150 \mu\text{m}$) und eine geätzte Edelstahl-Elektrode (Lochdurchmesser $480 \mu\text{m}$). Besonders deutlich ist die stärkere Kantenverrundung bei der geätzten Variante zu erkennen.

Gelochte Elektroden des Funktionsmusters

Die in diesem Funktionsmuster verwendeten Elektroden mit einer Fläche von $60 \times 60 \text{ mm}^2$ wurden elektrogalvanisch aus Nickel hergestellt. Sie sind ca. $30 \mu\text{m}$ dick und weisen rund 280.000 Löcher mit einem Lochdurchmesser von $90 \mu\text{m}$ auf (Abbildung 5.1b). Die Elektroden sind mit seitlichen Anschlussfährchen versehen, die sowohl eine genaue Positionierung als auch eine zuverlässige elektrische Kontaktierung ermöglichen und gleichzeitig aufgrund der Biegeweichheit

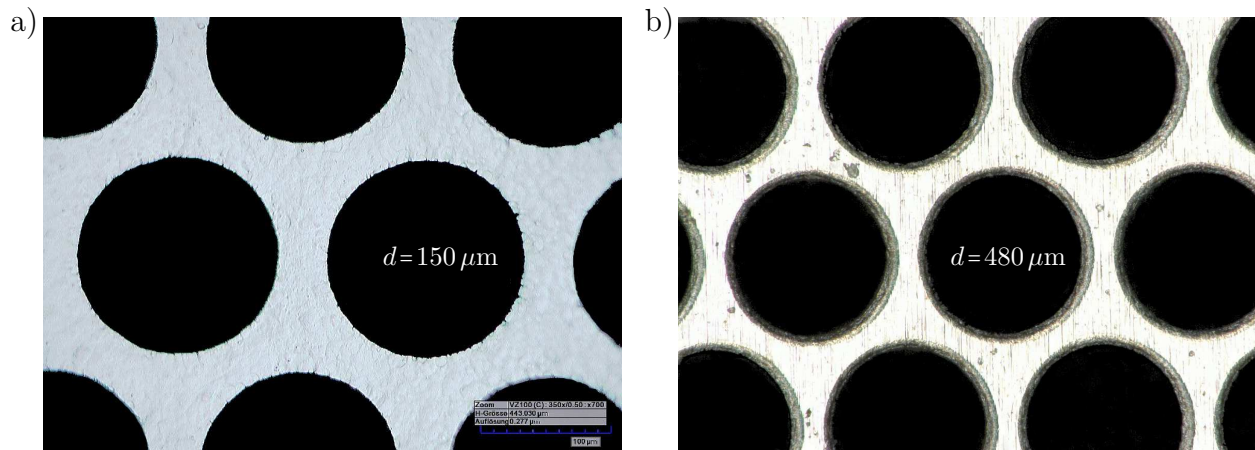


Abbildung 5.3: Mikroskopaufnahmen einer a) elektrogeformten und b) geätzten Lochelektrode

eine ausreichende laterale Verschieblichkeit gewährleisten. Die negativen Elektroden sind aus sicherheitstechnischen Gründen etwas größer ausgeführt ($64 \times 64 \text{ mm}^2$), sodass ein Berührung der spannungsführenden positiven Elektroden von außen nicht möglich ist. Insgesamt sind 45 Elektroden verbaut, sodass 44 aktive Elastomerschichten entstehen.

5.1.3 Gehäuse

Um den Stapelaktor vor Staub und Schmutz zu schützen und die hohen Spannungen für den Benutzer unzugänglich zu halten, wurde ein Aktorgehäuse aus Kunststoff realisiert. Abbildung 5.4 zeigt den fertigen Funktionsdemonstrator in geschnittener CAD-Darstellung und als Foto.

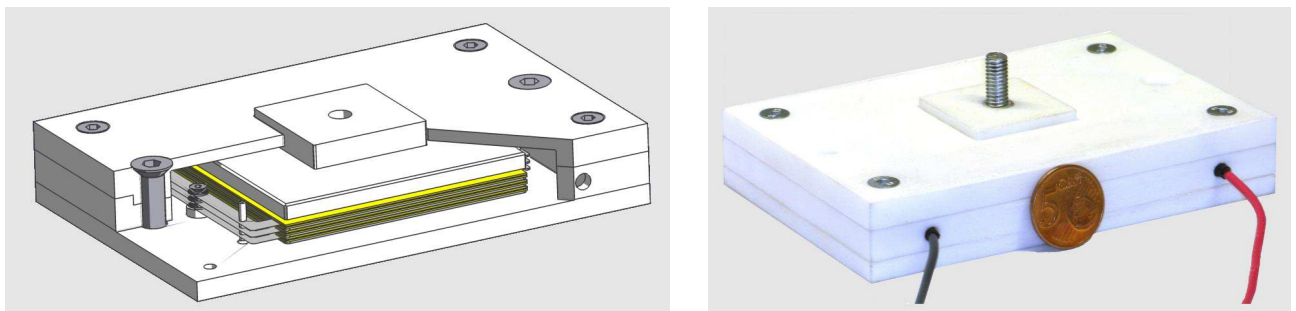


Abbildung 5.4: CAD-Modell und Foto des Funktionsdemonstrators

Das geteilte Gehäuse besteht aus Polyamid und wurde in einem Rapid-Prototyping-Verfahren (selektives Lasersintern) hergestellt. Die äußeren Maße des Gehäuses betragen $120 \times 80 \times 25 \text{ mm}^3$. Der eigentliche Stapelaktor ist ca. 6 mm hoch und ist zwischen der Bodenplatte und einem Stempel geklemmt, der aus dem Deckel herausragt und die Ankopplung nach außen ermöglicht. Der Stempel verhindert durch seine rechteckige Einpassung in den Deckel das Aufbringen von Schub- oder Torsionsdeformationen auf den Aktor. Die Positionierung der Elektroden wird über dünne Pins gewährleistet, die links und rechts der aktiven Fläche angeordnet sind. Der Deckel ist mit vier Senkkopfschrauben am Gehäuse fixiert. Das Gehäuse lässt sich mit zwei M6-Schrauben an die Umgebungsstruktur ankoppeln, der Stempel ist mit einem M6-Gewinde

versehen, um eine Ankopplung mit der zu bewegenden Struktur zu gewährleisten. Die guten elektrischen Eigenschaften des Materials³ garantieren eine sichere Handhabung des Aktors für den Anwender.

5.2 Ableiten eines nichtlinearen Simulationsmodells

Für die Simulation aktiver Systeme mit DE-Aktoren ist ein Aktormodell ratsam, das in eine generelle Beschreibungsweise elektromechanischer Systeme [105] passt. Es muss die zu den anderen Teilmodellen passenden Signalgrößen übermitteln, das an den mechanischen und elektrischen Schnittstellen nach außen hin wirksame Verhalten richtig wiedergeben und die relevanten Nichtlinearitäten berücksichtigen. Um die Modellgröße klein zu halten und damit numerisch effiziente Gesamtsystemsimulationen zu ermöglichen, sollte es zudem mit einer überschaubaren Anzahl an Parametern auskommen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde dazu ein entsprechendes Modell entwickelt und konsequent verwendet. Es ist in Abbildung 5.5 in abstrahierter Blockschaubild-Darstellung dargestellt, während Abbildung 5.6 das gleiche Modell in Skizzendarstellung mit den in der Mechanik und Elektrotechnik üblichen Ersatzschaltbildern zeigt. Es gliedert sich in einen mechanischen, einen elektro-mechanischen und einen elektrischen Teil, die im Folgenden behandelt werden.

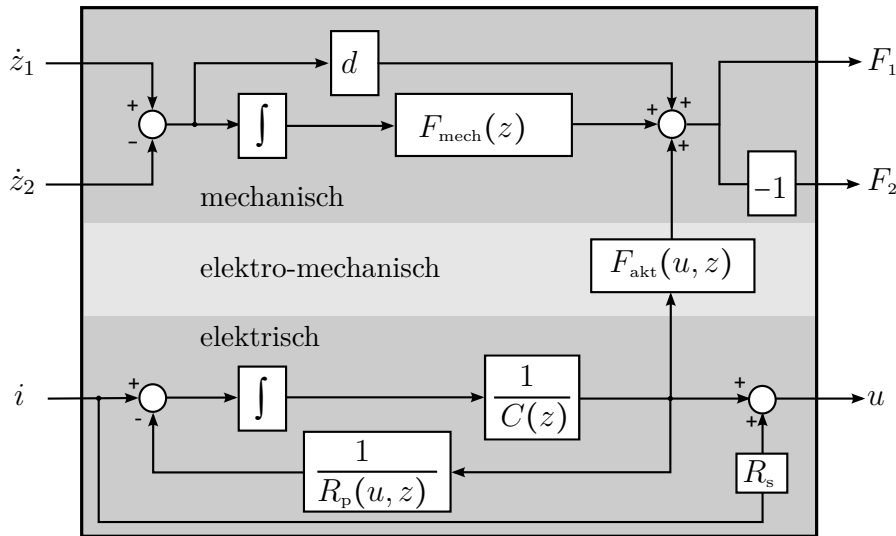


Abbildung 5.5: Nichtlineares elektromechanisches Modell eines DE-Aktors

Mechanisch-mechanische Übertragungsstrecke

Eine für aktive Systeme entwickelte standardisierte Beschreibungsweise sieht vor, die mechanische Seite des Aktors in Impedanzdarstellung zu implementieren [105]. Das heißt, dass als Eingangsgröße die Geschwindigkeiten der Anbindungsstellen \dot{z}_1 und \dot{z}_2 , als Ausgangsgröße die

³Laut Herstellerangaben besitzt das Material bei 23°C einen spezifischen Durchgangswiderstand von $10^{11} - 10^{13} \Omega\text{m}$, einen Oberflächenwiderstand von $10^{13} \Omega_{\square}$ und eine Durchschlagfestigkeit von 92 kV/mm (nach DIN 53482 bzw. 53483).

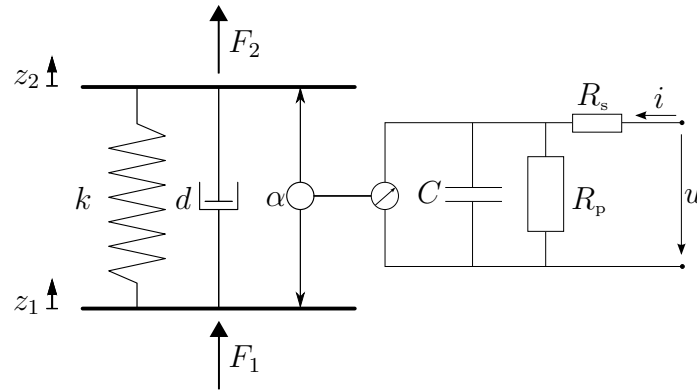


Abbildung 5.6: Aktorprinzipskizze eines DE-Aktors mit üblichen Ersatzschaltbildern

Rückstellkraft F_{mech} definiert werden. Damit lässt sich das Aktormodell direkt an Strukturmodelle ankoppeln, die in der Regel als Admittanzmodelle formuliert sind. Aus den beiden Eingangsgeschwindigkeiten wird zunächst die Differenz gebildet und diese anschließend integriert, um die Auslenkung z des Aktors zu erhalten.

Auf diese Weise kann die quasistatische mechanische Rückstellkraft über eine Funktion $F_{\text{mech}}(z)$ gebildet werden, die aus einem uniaxialen Zug-/Druckversuch ermittelt wird. Dabei können die experimentell gewonnenen Daten über eine Polynom-Approximation im Modell implementiert werden. Die Dämpfungskraft wird vereinfachend als rein geschwindigkeitsproportional (Dämpfungskonstante d , vgl. Dämpfer in Abbildung 5.6) angenommen und addiert. Die gesamte Rückstellkraft wird dann mit entgegengesetztem Vorzeichen auf die angekoppelten Strukturen aufgegeben. Die dynamische Masse des Aktors bleibt in diesem Modellansatz unberücksichtigt. Sie kann bei Bedarf der mechanischen Struktur hinzugefügt werden. In der Regel ist sie aber klein gegenüber der angebundenen Masse und daher vernachlässigbar.

Elektrisch-mechanische Übertragungsstrecke

Aufgrund des MAXWELL-Effekts ergibt sich bei elektroaktiven Polymeraktoren eine elektromechanische Kopplung, die in Abbildung 5.6 mit α gekennzeichnet ist. Diese bewirkt bei anliegender Spannung u eine aktorische Kraft $F_{\text{akt}}(u)$, die den Aktor staucht. Bei mechanisch freien Randbedingungen stellt sich daher eine Verformung ein, die eine innere Rückstellkraft bewirkt, welche mit der aktorischen Kraft im Gleichgewicht steht.

Bei einem idealen Stapelaktor kann die aktorische Kraft analytisch aus der Spannung u und der aktuellen Verformung z berechnet werden. Bei komplexeren Geometrien kann dieser Zusammenhang nur auf der Grundlage von numerischen Berechnungen oder experimentellen Untersuchungen hergestellt werden.

Im Gegensatz zu Piezoaktoren gibt es bei DE-Aktoren lediglich einen aktorischen Effekt. Eine Deformation bewirkt keine Ladungstrennung und daher keine elektrische Spannung. Dass DE-Wandler dennoch sensorische und generatorische Eigenschaften besitzen, liegt an der Abhängigkeit der Kapazität von der Deformation. Daher bewirkt eine Auslenkung bei bereits anliegender Spannung einen Stromfluss bzw. eine Spannungsänderung. Dieser Zusammenhang wird in der elektrisch-elektrischen Übertragungsstrecke berücksichtigt.

Elektrisch-elektrische Übertragungsstrecke

Elektrisch gesehen stellt ein DE-Aktor im Wesentlichen ein kapazitives Element dar, das in Impedanzdarstellung implementiert werden muss, um mit dem üblicherweise als Admittanzmodell formulierten Verstärker kompatibel zu sein. Der Strom i bewirkt dabei eine Aufladung des Kondensators, dessen aktuelle Kapazität die resultierende Spannung u bestimmt. Die Kapazität ist dabei eine Funktion der momentanen Auslenkung z , was DE-Wandler für sensorische und generatorische Anwendungen einsetzsfähig macht.

Für einige Anwendungen, insbesondere im Bereich Energy-Harvesting, ist die Berücksichtigung des Leakagestroms relevant. Dieser ergibt sich aufgrund des endlichen Innenwiderstands R_p des Aktors und ist abhängig von der anliegenden Spannung u und der aktuellen Verformung z . Daneben kann ein serieller Widerstand R_s definiert werden, der die Widerstände der Zuleitungen, Kontaktstellen und der Elektroden berücksichtigt. Bei manchen Bauformen und Elektrodentypen ist er dehnungsabhängig und kann daher als Funktion der Auslenkung z definiert werden, in vielen Fällen kann er aber als konstant angesehen werden.

5.2.1 Implementierung des Modells

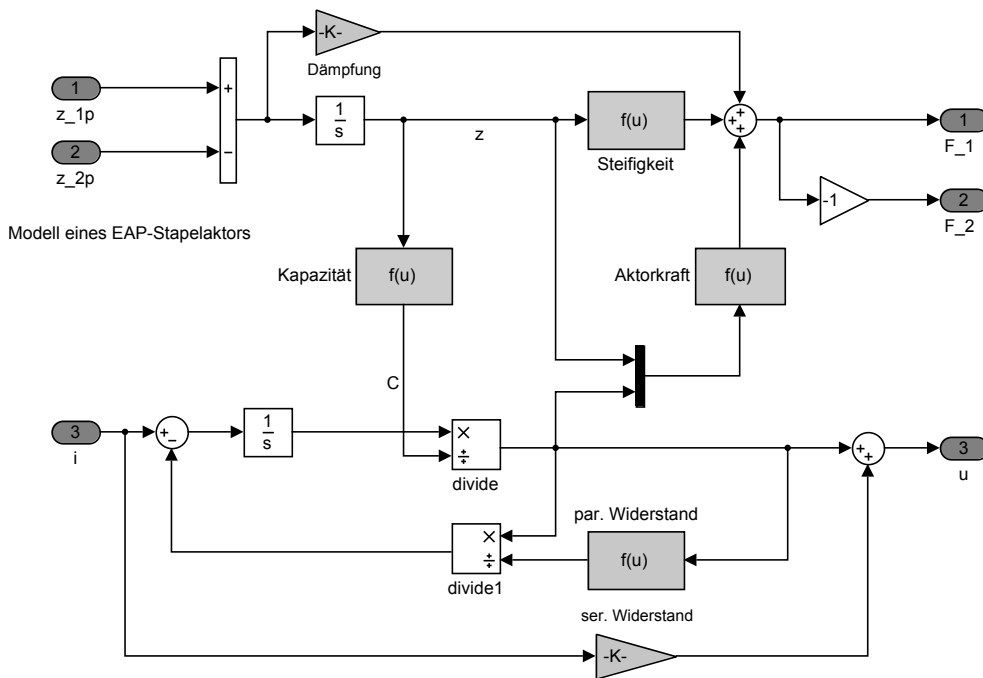


Abbildung 5.7: Voll gekoppeltes Simulink-Modell eines DE-Aktors

Ein solches Modell kann für einfache Geometrien analytisch aufgestellt werden, indem die grundlegenden Gleichungen für die Beziehungen zwischen Kraft, Auslenkung, Strom und Spannung verwendet werden [89]. Bei komplexeren Geometrien und speziellen Randbedingungen können diese Beziehungen jedoch nicht mehr analytisch beschrieben werden, sondern müssen entweder numerisch mit Finiten Elementen oder experimentell gewonnen werden [106]. Die nichtlinearen Übertragungspfade experimentell zu bestimmen bietet den Vorteil, dass auch Effekte berücksichtigt werden, die das numerische Modell nicht abbildet oder abbilden kann, wie

beispielsweise Randeffekte, statistische Effekte und Effekte aus Fertigungsungenauigkeiten. Um die Übertragungspfade leicht in das Modell einzubinden und die Modellgröße so klein wie möglich zu belassen, bietet es sich an, die experimentellen Daten mit analytischen Funktionen zu approximieren.

Abbildung 5.7 zeigt die Implementierung eines solchen Modells in MATLAB/Simulink mit einer funktionalen Beschreibung der physikalischen Zusammenhänge. Es wird in Kapitel 6 für die Modellierung des dort Funktionsdemonstrators in den Anwendungen verwendet.

5.3 Experimentelle Charakterisierung

Der Funktionsdemonstrator wurde experimentell mechanisch, elektrisch und elektromechanisch charakterisiert und daraus die für das in Kapitel 5.2 gezeigte Simulationsmodell notwendigen Daten ermittelt. Die gemessenen Parameter wurden jeweils mit den Werten verglichen, die sich aus dem numerischen 3D-Modell einer Elementarzelle (vgl. Kapitel 4.2) und den in den Gleichungen 4.27 bis 4.31 gegebenen Extrapolationen auf makroskopische Aktorkenngrößen ergeben. Dabei wurde der Einfluss des Elektrodenversatzes unberücksichtigt gelassen, da für die realisierte Parameterkombination ($\phi=0,51$; $\lambda=1,75$) gemäß den Ergebnissen aus Kapitel 4.3 lediglich eine geringe Abweichung von den Werten bei minimalem Elektrodenversatz zu erwarten ist. Zusätzlich wurde das Langzeitverhalten des Aktors in einem Dauerversuch untersucht.

5.3.1 Mechanische Charakterisierung

Bestimmung der Kraft-Weg-Kennlinie

Zur Bestimmung der Kraft-Weg-Kennlinie wurde der Aktor in einer Zug-Druck-Prüfmaschine⁴ vermessen. Dabei wurde der Aktor weggeregelt quasistatisch mit 10 mm/min bis 1,6 mm deformiert und wieder entlastet, um den Einfluss dynamischer Effekte zu minimieren. Messergebnisse sind in Abbildung 5.8a dargestellt.

Wie aus den Messdaten deutlich wird, zeigt der Aktor auch im quasistatischen Betrieb eine gewisse Hysterese, die sich aufgrund viskoser Effekte, der inneren Reibung im Elastomer und der Reibung zwischen den Schichten ergibt. Da sie allerdings vergleichsweise gering ist und nur sehr aufwändig zu modellieren ist, wird sie im Modell nicht berücksichtigt.

Erwartungsgemäß zeigt der Stapelverbund eine sehr progressive Kraft-Weg-Kennlinie. Dies ist insbesondere auf die Tatsache zurückzuführen, dass in diesem Funktionsmuster die Elektroden- und Elastomerschichten nicht verklebt sind. Dadurch liegen sie zu Beginn nicht ideal vollflächig aufeinander, sondern sind aufgrund ihrer Oberflächenrauigkeit und ihrer geringen Wölbung durch dünne Luftpolster voneinander getrennt (vgl. Kapitel 3.3). Mit steigender Belastung kommt es zu einem vollflächigen Kontakt der einzelnen Schichten, sodass die Annahmen der FE-Modellierung zunehmend erfüllt sind. Daher ist es erklärbar, dass die mit Gleichung 4.27 abgeschätzte Steifigkeit des Stapels ($k=3,7 \text{ kN/mm}$) erst für eine gewisse Vorlast gegeben ist.

⁴Zwick-Roell BT1-FR010THW.A50

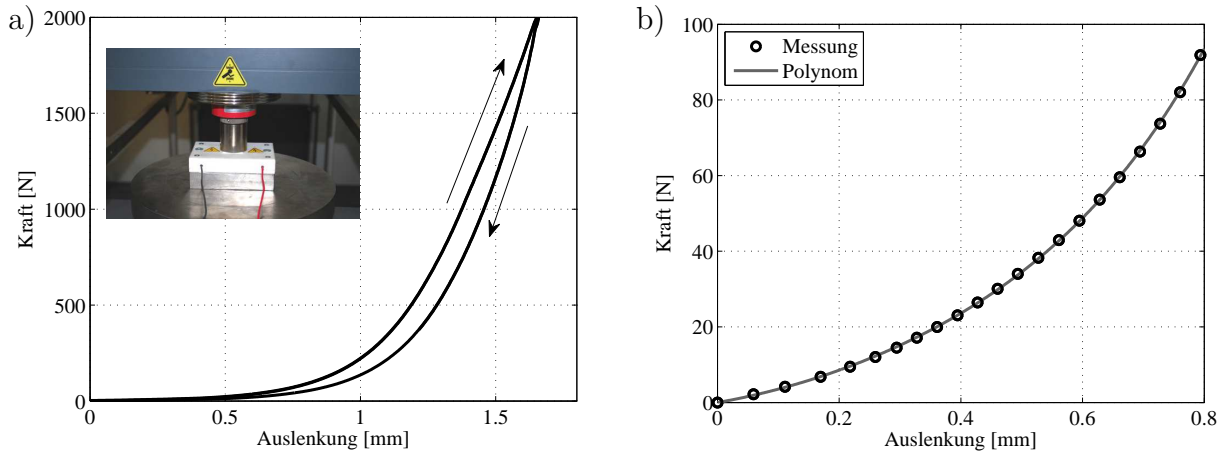


Abbildung 5.8: Bestimmung der Kraft-Weg-Kennlinie: a) gesamter Messbereich b) Ausschnitt bis 100 N mit angepasstem Polynom

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass der DEAP-Funktionsdemonstrator bis weit über den Kraftbereich, den er selbst aktiv generieren kann, belastet werden kann, ohne dabei zu versagen. Das bedeutet zum einen, dass er sehr tolerant gegenüber mechanischen Überlasten ist, die im Betrieb auftreten können. Zum anderen folgt daraus, dass der Aktor auch bei hoher mechanischer Vorspannung betrieben bzw. durch eine Vorspannung der Arbeitspunkt in einem weiten Bereich gezielt eingestellt werden kann. Für die Modellierung wurde die gemessene Kraft-Weg-Kennlinie bis 100 N mit einem Polynomansatz fünften Grades approximiert (Gleichung 5.1) und als nichtlineare Steifigkeit in das Aktormodell integriert, da der Aktor nur bei geringen Vorlasten betrieben werden soll. Abbildung 5.8b zeigt, dass sich die Messergebnisse gut mit dem Polynom beschreiben lassen.

$$F(z) = 75 z^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^5} + 72 z^2 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} + 28 z \frac{\text{N}}{\text{mm}} . \quad (5.1)$$

Bestimmung der Dämpfung

Eine adäquate Modellierung der Dämpfung ist für diesen Aktor sehr aufwändig, da verschiedene Effekte zur Dämpfung beitragen, die zudem nichtlinear und frequenzabhängig sind (Materialdämpfung, Reibdämpfung zwischen Elastomer und Elektrode, Fluidsdämpfung durch Luftströmung etc.). Für die Praxis ist es allerdings ausreichend, eine geschwindigkeitsproportionale Dämpfung anzunehmen. Die Abschätzung eines entsprechenden Dämpfungsparameters kann über eine Frequenzgangmessung mit bekannter aufliegender Masse erfolgen. Abbildung 5.9 zeigt den experimentellen Aufbau mit frei aufgehängtem elektrischen Schwingerreger, der über einen Impedanzmesskopf dynamische Kräfte in die Testmasse einleitet, die fest mit dem Aktorstempel verbunden ist. In Abbildung 5.9b sind die zugehörigen Messergebnisse als Übertragungsfunktion von Kraft zu Beschleunigung im Frequenzbereich dargestellt. Durch eine Modellanpassung wurde für diesen Aktor in dieser Konfiguration eine Dämpfungskonstante von 180 Ns/m ermittelt, was bei der Testmasse von 1,8 kg einem Dämpfungsgrad von 10% entspricht.

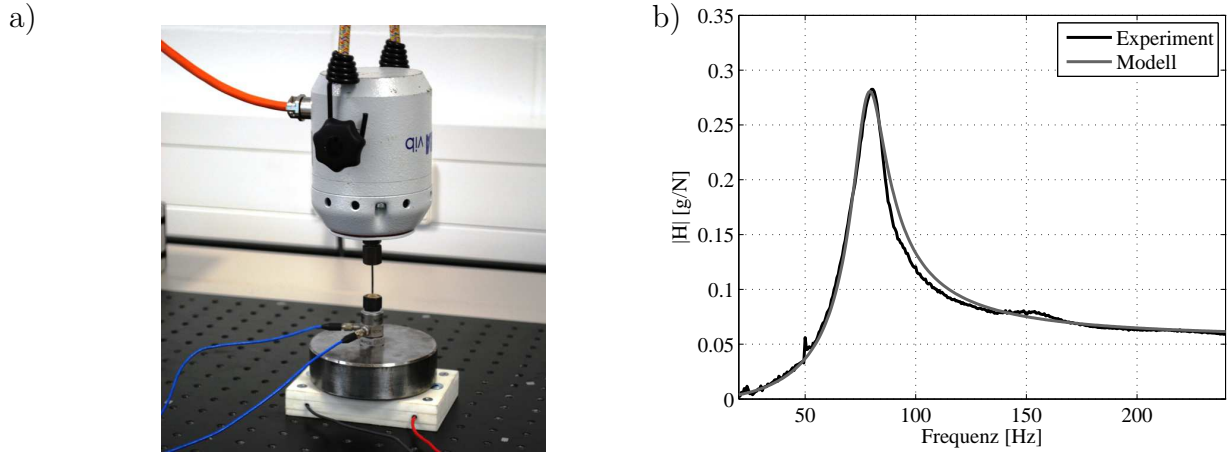


Abbildung 5.9: Bestimmung der Dämpfung: a) Prüfaufbau mit einer Testmasse von 1,8 kg b) Messergebnisse und Modellanpassung

5.3.2 Elektrische Charakterisierung

Der elektrischen Charakterisierung liegt das lineare Modell nach Gleichung 2.8 zugrunde, das bereits in Kapitel 2 vorgestellt wurde (Abbildung 2.2). Es ist durch drei Parameter gekennzeichnet: die Kapazität C , der serielle Widerstand R_s und der parallele Widerstand R_p , deren Werte experimentell bestimmt werden können. Je nach gewünschtem Detaillierungsgrad des Modells kann jeweils die Abhängigkeit des Parameters von der Deformation bzw. der elektrischen Spannung erfasst und in der Modellierung berücksichtigt werden.

Kapazitätsmessungen

Die Kapazität eines DEAPs ist in hohem Maße von der mechanischen Belastung abhängig und wurde daher auch für den Funktionsdemonstrator verformungsabhängig gemessen und modelliert. Sie wurde während des mechanischen Tests in der Zug-Drück-Prüfmaschine bei kleinen Spannungen gemessen und aufgezeichnet. Das Ergebnis ist in Abbildung 5.10 dargestellt. Auch hier zeigt sich, dass der aus den Material- und Geometrieparametern mit Gleichung 4.30 abgeschätzte Wert (31,8 nF) im Ausgangszustand noch nicht vorherrscht. Wie bereits bei der Steifigkeit liegt dies insbesondere darin begründet, dass bei geringen Lasten die Schichten nicht vollflächig anliegen und kleine Lufteinschlüsse zwischen Elastomer und Elektrode die Kapazität senken. Wenn jedoch mit einem angepassten Wert für die Permittivität gerechnet wird ($\epsilon_r = 2,1$), lässt sich der gemessene Verlauf auch qualitativ gut nachvollziehen. Grundsätzlich wird also die Kapazität und ihr progressiver Anstieg, der sich durch die sich ändernde Geometrie ergibt, durch das Modell in der richtigen Größenordnung vorausgesagt, sodass auch im elektrischen Fall die Gültigkeit des Modells und seine Übertragbarkeit auf mehrschichtige Aktoren gegeben ist. Gleichung 5.2 gibt das Polynom zweiten Grades wieder, mit dem die Messdaten approximiert wurden und das im Simulationsmodell als analytischer Zusammenhang zwischen Deformation z und Kapazität C hinterlegt wurde.

$$C(z) = 3,2 \frac{z^2}{\text{mm}^2} \text{ nF} + 4,2 \frac{z}{\text{mm}} \text{ nF} + 22 \text{ nF} \quad (5.2)$$

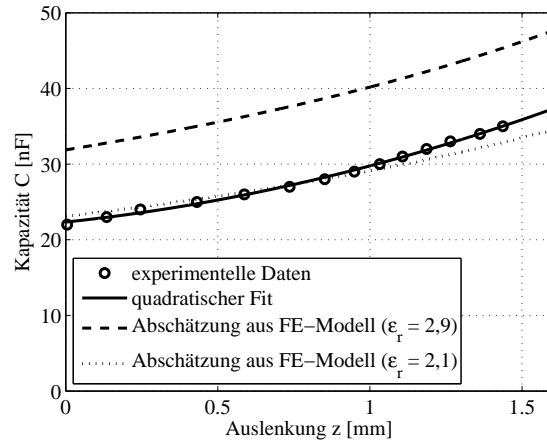
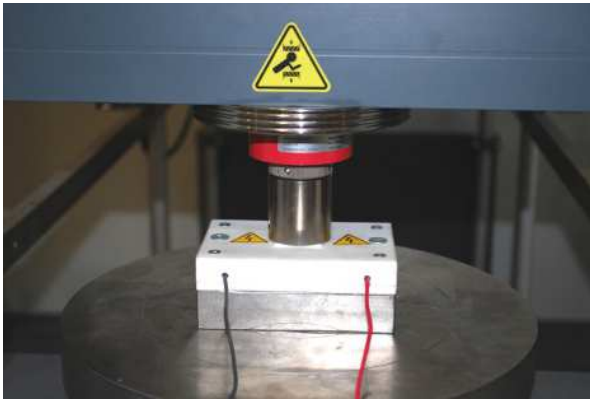


Abbildung 5.10: Bestimmung der lastabhängigen Kapazität

Bestimmung des Serienwiderstands

Die Kapazität eines DE-Aktors weist einen Serienwiderstand auf, der sich neben den Kontaktwiderständen an den Anschlussstellen maßgeblich aus dem Flächenwiderstand der Elektroden ergibt. Bei Stapelaktoren mit nichtmetallischen Elektroden ist dieser oft der limitierende Faktor, wenn es um dynamisch Anwendungen geht, da er die vollständige Aufladung der Kapazität bei höheren Frequenzen verhindert [18]. Da der Serienwiderstand bei den hier verwendeten Metallelektroden jedoch ausgesprochen gering ist, kann er in vielen Fällen vernachlässigt werden.

Er ist jedoch insbesondere dann von Bedeutung, wenn die Phase des Ausgangssignals eine wichtige Rolle spielt, wie es beispielsweise bei Anwendungen in der aktiven Vibrationsminderung der Fall ist. Aus dem Bode-Diagramm der Aktorimpedanz in Abbildung 2.3 wird deutlich, dass der Serienwiderstand bereits bei Frequenzen weit unterhalb der Eckfrequenz f_0 die Phase maßgeblich beeinflusst, auch wenn noch keine signifikante Amplitudenreduktion erkennbar ist.

Für den vorliegenden DEAP wurden Spannungs- und Stromamplitude bei harmonischer Anregung mit verschiedenen Frequenzen gemessen und daraus die Impedanz ermittelt. Um die Messwerte in sinnvollen Wertebereichen zu erzeugen und günstige Signal-Rausch-Verhältnisse zu gewährleisten, wurde die Spannungsamplitude mit zunehmender Frequenz gesenkt. Abbildung 5.11 zeigt die Impedanz des Aktors im Frequenzbereich von 1 Hz bis 10 kHz und die dazugehörige Phase zwischen Spannung und Strom. Man erkennt, dass ab etwa 100 Hz ein nennenswerter Phasenanstieg auftritt, der durch den seriellen Widerstand hervorgerufen wird. Der leichte Phasenanstieg unter 1 Hz ist bereits durch den Parallelwiderstand beeinflusst. Bei sehr hohen Frequenzen können zudem induktive Effekte aus den Zuleitungen und Elektroden eine Rolle spielen und die Phasenabweichung zwischen Modell und Experiment erklären.

Die Messergebnisse zeigen, dass mit dem vereinfachten, diskreten 3-Parameter-Modell (Abbildung 2.2) das elektrische Verhalten des Aktors grundsätzlich gut abgebildet und die entscheidenden Effekte berücksichtigt werden können. Für den untersuchten Aktor ergab sich damit im Modell ein Serienwiderstand von $1,8 \text{ k}\Omega$, was in Kombination mit der Kapazität von 27 nF einer obere Eckfrequenz von $3,2 \text{ kHz}$ entspricht. Diese hohe Eckfrequenz ist ein besonderes Merkmal von DE-Aktoren mit starren Metallelektroden, sie kann für konventionelle DE-Aktoren mit dehnfähigen Elektroden von vergleichbarem Format um Größenordnungen kleiner sein [43],

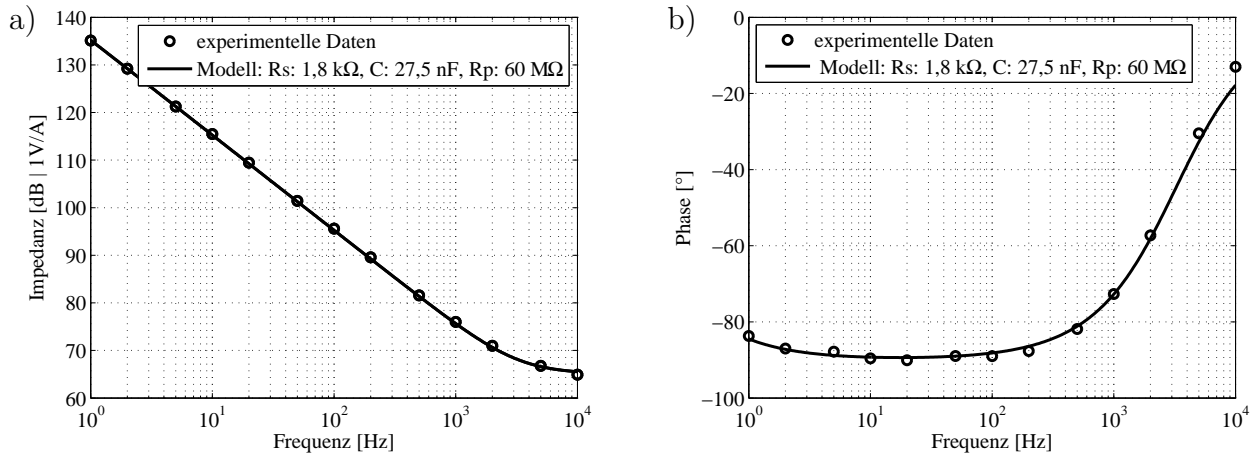


Abbildung 5.11: Bestimmung des Serienwiderstands: a) Impedanz und b) Phase

nicht zuletzt wegen der hohen Kontaktwiderstände, die bei der Kontaktierung der dehnfähigen Elektrodenschichten entstehen. Dies unterstreicht die gute Einsetzbarkeit von DEAPs für strukturdynamische Anwendungen.

Bestimmung des Parallelwiderstands

Bei dynamischen aktorischen Anwendungen kann in der Regel mit einem abgeschätzten konstanten Wert für den Parallelwiderstand des DE-Stapels gerechnet werden, da der kapazitive Anteil des Stromes den resistiven Anteil weit übersteigt. Für einige Anwendungen jedoch ist eine genaue Kenntnis des Parallelwiderstands interessant, z.B. für semiaktive Adaptionselemente oder für Energy-Harvesting-Applikationen, da dort die ohmschen Verluste relevant sind. Häufig ist der Widerstand maßgeblich vom elektrischen Feld bzw. der anliegenden Spannung abhängig und variiert zudem mit der Deformation.

Für den Funktionsdemonstrator wurde eine detaillierte Untersuchung des Widerstands in Abhängigkeit der anliegenden Spannung durchgeführt, das prinzipielle Vorgehen ist dabei wieder auf alle DE-Aktoren übertragbar. Da übliche Messgeräte Widerstände nur bei geringen Spannungen bis 2 V ermitteln und in der Regel keine Widerstände im $\text{G}\Omega$ -Bereich messen können, wurde der messtechnische Aufbau aus Abbildung 5.12 zur Bestimmung der Parallelwiderstände aus Entlademessungen entwickelt. Er bietet den Vorteil, dass selbst sehr hohe Widerstände bei hohen Spannungen ermittelt werden können.

Neben dem zu untersuchenden DE-Aktor werden zwei Kondensatoren C_1 und C_2 mit bekannten Kapazitäten benötigt, die für hohe Spannungen geeignet sind (z.B. Kunststoff-Folienkondensatoren). Zunächst wird dann der Kondensator C_1 auf die Startspannung U_0 aufgeladen (Schalter S_1 geschlossen), wobei der Kondensator C_2 kurzgeschlossen ist (Schalter S_2 geschlossen). Zum Zeitpunkt $t=0$ werden dann die Schalter S_1 und S_2 geöffnet. Die Ladung auf Kondensator C_1 fließt nun über den Aktorinnenwiderstand R_p auf den Kondensator C_2 , bis beide das gleiche Spannungsniveau erreicht haben. Die Spannungen auf beiden Kondensatoren wird mit je einem hochohmigen Spannungsmessgerät⁵ während der gesamten Versuchszeit aufgezeichnet.

⁵ Keithley 6517 B, Eingangswiderstand $200 \text{ T}\Omega$

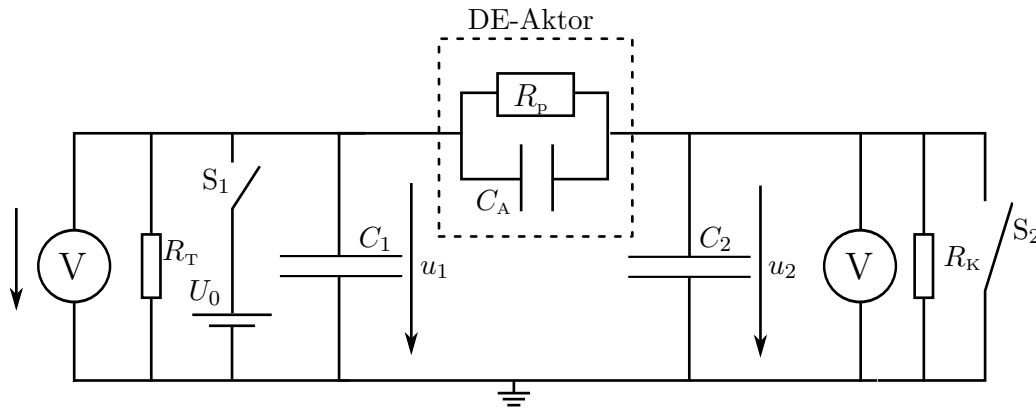


Abbildung 5.12: Messaufbau zur Bestimmung der Parallelwiderstands

Die Hochspannung an Kondensator C_1 wird dabei mit einem Spannungsmessgerät gemessen, dessen Widerstand R_T und der daraus resultierende Leakagestrom nicht in die Bestimmungsgleichung des Innenwiderstands eingehen und das Messergebnis daher nicht beeinflussen. Der hohe Widerstand des Elektrometers R_K spielt praktisch keine Rolle, wird aber mit in die Gleichung aufgenommen und daher richtig berücksichtigt. Aus den Zeitverläufen der Spannungen und deren zeitlichen Ableitungen kann dann der zeitliche Verlauf des Innenwiderstands gemäß Gleichung 5.3 berechnet werden. Die Aktorspannung ergibt sich aus der Differenz der gemessenen Spannungen gemäß Gleichung 5.4. Aus der Kombination beider Zeitverläufe kann dann der Innenwiderstand in Abhängigkeit der Aktorspannung $R_p(u_A)$ ermittelt werden.

$$R_p(t) = \frac{u_2(t) - u_1(t)}{C_2 \dot{u}_2(t) + \frac{u_2(t)}{R_K} - C_A (\dot{u}_2(t) - \dot{u}_1(t))} \quad (5.3)$$

$$u_A(t) = u_2(t) - u_1(t) \quad (5.4)$$

Eine ausführliche Herleitung dieser Bestimmungsgleichungen sowie eine analytische Beschreibung des Systems ist im Anhang B zu finden. Dort wird auch auf die sinnvolle Dimensionierung der Prüfstandsparameter eingegangen. Die in den hier durchgeführten Versuchen verwendeten Parameter sind in Tabelle 5.2 zusammengefasst.

Messparameter	Wert	Einheit
Widerstand Spannungsteiler R_T	1+9	GΩ
Kapazität C_1	1,1	μF
Kapazität C_2	6,6	μF
Widerstand Messgerät R_K	200	TΩ

Tabelle 5.2: Messparameter zur Bestimmung des Parallelwiderstands

Abbildung 5.13a zeigt die mit dem Funktionsdemonstrator gemessenen Werte für u_1 und u_2 bei einer Vorlast von 20 N. Nach etwa 7 Stunden haben die Spannungen u_1 und u_2 das gleiche Niveau erreicht, sodass über dem Aktor keine Spannung mehr anliegt.

Der aus diesen Messergebnissen ermittelte Parallelwiderstand R_p des Aktors ist in Abbildung 5.13b über der Aktorspannung u_A dargestellt. Es wird deutlich, dass der Parallelwiderstand R_p signifikant mit der Aktorspannung u_A abfällt. Das heißt, dass der Leakagestrom bei

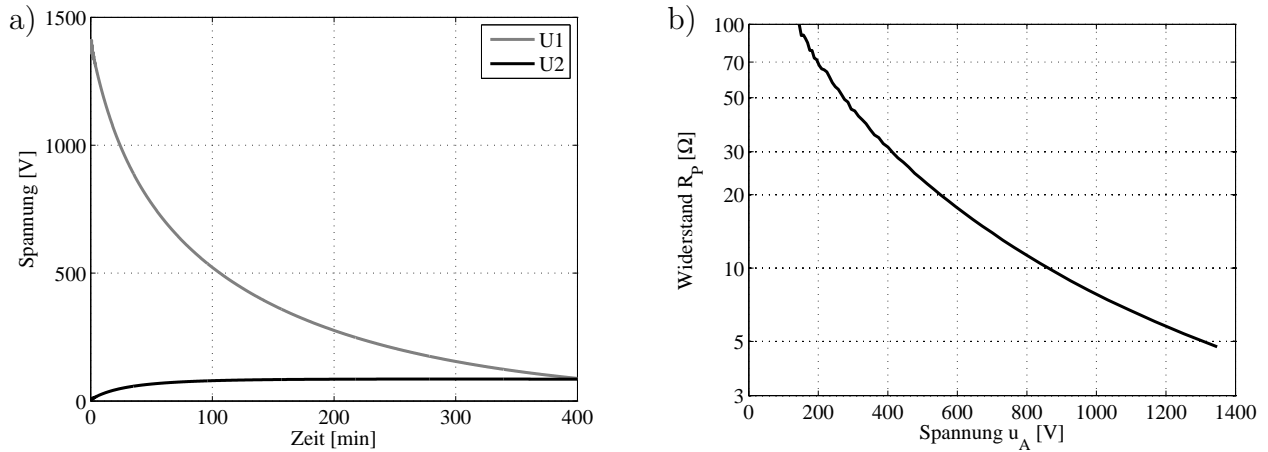


Abbildung 5.13: Abhängigkeit des Parallelwiderstands von der Spannung

hohen Spannungen deutlich größer ist als bei Annahme eines konstanten Widerstands, der aus Messungen bei niedrigen Spannungen bestimmt wurde. Dieser Effekt wird durch nichtlineares elektrisches Materialverhalten und andere Effekte höherer Ordnung hervorgerufen und ist prinzipiell mit dem numerischen Modell mit konstantem spezifischem Widerstand nicht darstellbar. Er unterstreicht die Notwendigkeit einer solchen detaillierten experimentellen Untersuchung. Die Messwerte lassen sich mit der in Gleichung 5.5 dargestellten dreiparametrischen Exponentialfunktion nahezu vollständig in Deckung bringen und sich so effizient im numerischen Modell hinterlegen.

$$R_p(u) = 3 \text{ T}\Omega \cdot 0,44 \left(\frac{u}{V} \right)^{0,2867} \quad (5.5)$$

Eine Berücksichtigung der Abhängigkeit von der mechanischen Last wäre bei umfangreicheren Messungen ebenfalls möglich und könnte mit einem entsprechenden Kennfeld $R_p(u, z)$ abgebildet werden. Dies wurde für das vorliegende Modell aber nicht umgesetzt, da der Parallelwiderstand R_p für aktorische Anwendungen von untergeordneter Bedeutung ist. Für generatorische Applikationen kann der Aufwand für eine genauere Modellierung an dieser Stelle gerechtfertigt sein, da dort der Parallelwiderstand R_p die Performance entscheidend beeinflusst.

5.3.3 Elektromechanische Charakterisierung

Aktorische Messungen

Zur Beschreibung des Aktors mit dem in Kapitel 5.2 vorgestellten Simulationsmodell ist der Zusammenhang zwischen anliegender Spannung, momentaner Verformung und generierter Kraft notwendig. Auch diese Messung kann mit einer weggeregelten Zug-Druck-Prüfmaschine realisiert werden. Zunächst wird eine Vordeformation aufgeprägt und anschließend bei konstantem Weg die Reduktion der notwendigen Haltekraft über der angelegten Spannung gemessen. Um niederfrequente, viskoelastische Einflüsse auszuschließen erfolgt die Kraftmessung bei 5 Hz über einen in Reihe geschalteten Kraftaufnehmer⁶. Abbildung 5.14a zeigt das in diesen Versuchen ermittelte Kennfeld. Auffällig ist die Reduktion der Kraft bei größeren Vordehnungen, die

⁶PCB Piezotronics 208C01

nicht direkt mit dem FE-Modell begründbar ist. Kofod [77] beobachtet jedoch ähnliche Effekte an Silikonaktoren und kann diese mit dem hyperelastischen Materialverhalten erklären. Auch Wissler [42] zeigt einen vergleichbaren Zusammenhang in seinen Arbeiten mit DE-Aktoren auf Acrylbasis. Die Messergebnisse wurden zur effizienten Modellbeschreibung mit einer zweidimensionalen Funktion approximiert, die in Gleichung 5.6 wiedergegeben und in Abbildung 5.14b grafisch dargestellt ist. Da die MAXWELL-Spannung quadratisch zum elektrischen Feld steigt (vgl. Gleichung 2.6), wurde eine rein quadratische Abhängigkeit der Kraft von der Spannung angenommen, was die Messwerte ausreichend genau abbildet und die benötigte Parameteranzahl gering hält.

$$F_A(u, z) = \left(27 \frac{z^4}{\text{mm}^4} - 69 \frac{z^3}{\text{mm}^3} + 28 \frac{z^2}{\text{mm}^2} + 25 \frac{z}{\text{mm}} \right) \cdot 4,4 \cdot 10^{-7} \frac{u^2}{\text{V}^2} \text{N} \quad (5.6)$$

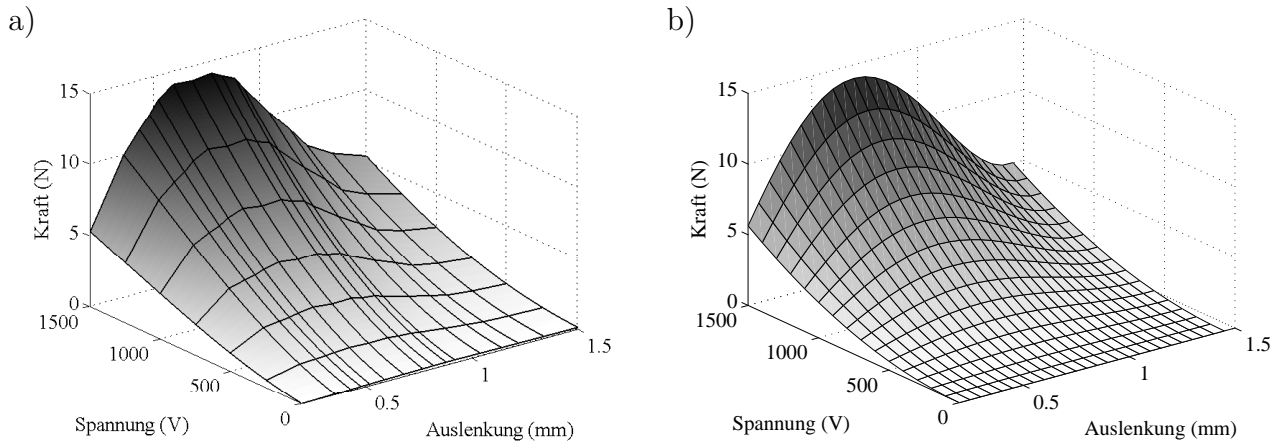


Abbildung 5.14: Bestimmung der aktorischen Kraft in Abhängigkeit von Vordeformation und Spannung: a) Messergebnisse b) Approximation durch Polynom

5.3.4 Weiterführende Untersuchungen

Neben den bisher gezeigten Messungen, die zur Generierung der Daten für das gekoppelte MATLAB/Simulink-Modell notwendig sind, sind weitere experimentelle Untersuchungen am Funktionsdemonstrator interessant und werden im Folgenden vorgestellt. Zunächst werden die Spannungs-Weg-Kennlinie und die spannungsabhängige Steifigkeit bestimmt. Die entsprechenden Kurven geben unmittelbar das Potential des Aktors für Anwendungen an, bei denen ein bestimmter Stellweg beziehungsweise eine gewisse Steifigkeitsadaption gefordert ist. Sie lassen sich zwar auch aus den bisherigen Messdaten mit Hilfe des Simulationsmodells erzeugen, eine direkte Messung ist aber natürlich von höherer Genauigkeit und aussagekräftiger. In beiden Fällen wird jedoch gezeigt, dass eine numerische Simulation das experimentelle Ergebnis prinzipiell gut voraussagt und das Modell in sich konsistent ist.

Nachfolgend wird die Aktornichtlinearität quantifiziert und ihre Reduktion gemäß der in Kapitel 2.4.3 diskutierten Methoden aufgezeigt. Abschließend wird eine Langzeitmessung am Funktionsdemonstrator durchgeführt und seine prinzipielle Zuverlässigkeit demonstriert.

Bestimmung der lastabhängigen Aktorkennlinie

Von besonderem Interesse für die Beschreibung eines Aktors ist die Spannungs-Weg-Kennlinie. Sie gibt die Auslenkung des Aktors in Bezug auf die anliegende elektrische Spannung wieder. Zur Bestimmung dieser Kennlinie wurde der Funktionsdemonstrator mit einem niederfrequenten, harmonischen Spannungssignal u_A (0-1500 V bei 0,1 Hz) angesteuert und die Auslenkung einer aufliegenden Masse berührungslos gemessen (Abbildung 5.15a). Aufgrund der Nichtlinearität der Steifigkeit ist sie beim DEAP stark von der mechanischen Vorlast abhängig. Abbildung 5.15b zeigt diese Kennlinie für zwei verschiedene Vorlasten (1,8 und 7,0 kg). Es ist deutlich der quadratische Einfluss der MAXWELL-Spannung zu erkennen.

Abbildung 5.16 zeigt, dass das in Kapitel 5.2 vorgestellte und mit den im vorgehenden Kapitel ermittelten experimentellen Daten aufgebaute numerische Modell vergleichbare Ergebnisse liefert. Dadurch wird deutlich, dass eine sorgfältige Charakterisierung des mechanischen, elektrischen und elektromechanischen Aktorverhaltens die Erstellung eines numerischen Modells ermöglicht, das das Aktorverhalten bei unterschiedlichen Randbedingungen richtig wiedergeben kann.

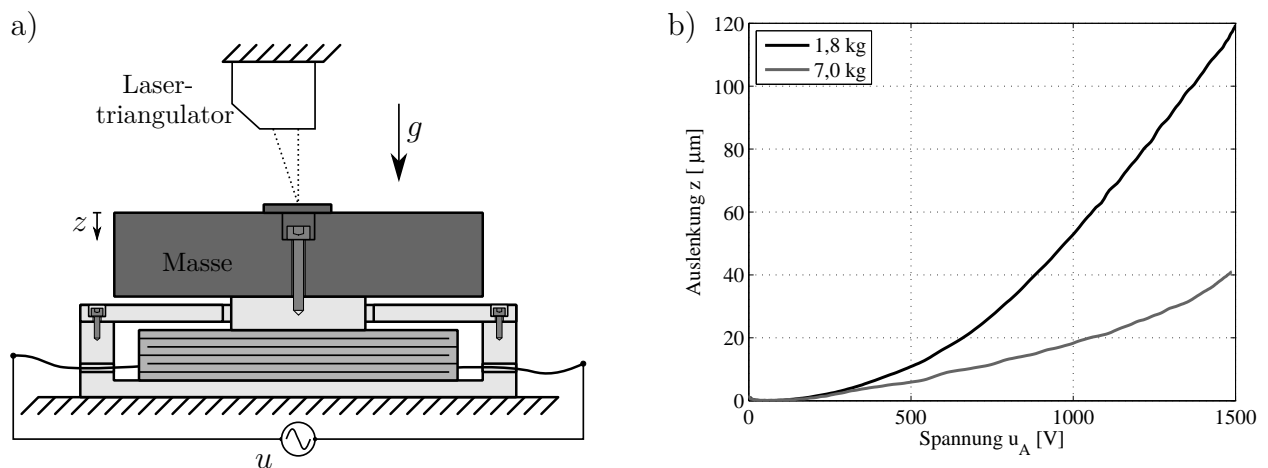


Abbildung 5.15: Bestimmung der Aktorkennlinie bei verschiedenen Vorlasten: a) Skizze des Prüfstands und b) Messergebnisse

Messung der adaptiven Steifigkeit

Ein interessanter Effekt bei dielektrischen Elastomerwandlern ist die Änderung der mechanischen Steifigkeit bei anliegender Offset-Spannung. Aufgrund der makroskopischen Geometrieänderung ändert sich die resultierende Steifigkeit des Wandlers, was beispielsweise zur Verstellung einer Resonanzfrequenz genutzt werden kann. In einigen Arbeiten ist bereits auf diesen Effekt hingewiesen und sein Nutzen für statische und dynamische Anwendungen aufgezeigt worden. Shea et al. haben die Frequenzänderung an einer einzelnen dielektrischen Elastomermembran gemessen [107]. Hier sinkt die Frequenz mit zunehmender Spannung, da die Membran dünner wird. Peltine [108] untersucht ebenfalls die sich ändernde Steifigkeit einer Elastomermembran in der Ebene, allerdings statisch.

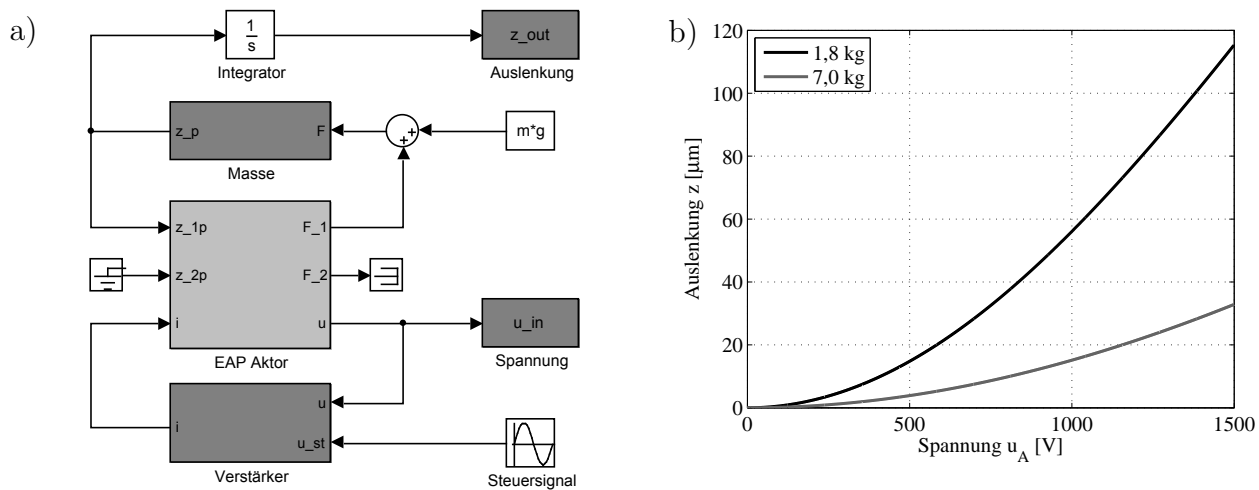


Abbildung 5.16: Simulation der Aktorkennlinie: a) Modell und b) Simulationsergebnisse

Im Gegensatz dazu steigt jedoch bei dem hier vorgestellten Stapelwandler die vertikale Steifigkeit mit der Spannung, da die Schichtdicke verringert und die effektiv anliegende Elektrodenfläche vergrößert werden. Genaugenommen ergibt sich ein Unterschied, je nachdem ob die Steifigkeit bei konstanter Spannung oder bei konstanter Ladung gemessen wird [6]. Welcher Fall vorliegt, hängt maßgeblich vom verwendeten Verstärker und der Frequenz ab, bei der die Steifigkeit gemessen wird. Bei den hier durchgeführten Versuchen wurde die Steifigkeit quasistatisch mit angeschlossenem Verstärker gemessen, sodass von einer konstanten Spannung ausgegangen werden kann.

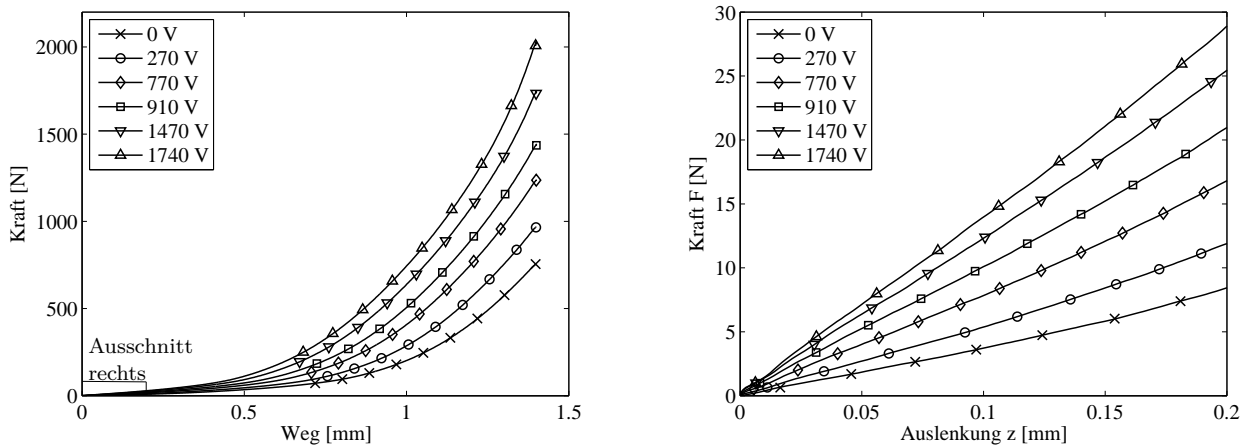


Abbildung 5.17: Kraft-Weg-Kennlinie bei variabler elektrischer Vorspannung

Abbildung 5.17 zeigt die am Funktionsdemonstrator in der einachsigen Prüfmaschine experimentell ermittelten Steifigkeiten für sechs verschiedene elektrische Vorspannungen, wobei der rechte Graph den annähernd linearen Bereich bis $200 \mu m$ darstellt, während der linke die gesamten Messergebnisse bis zu einer Verformung von $1,4 \text{ mm}$ zeigt.

Auch dieser Effekt der semiaktiven Steifigkeit lässt sich mit dem Simulationsmodell nachvollziehen. Dazu wird das Modell wie Abbildung 5.18a dargestellt konfiguriert und mit einer

zunehmenden Kraft belastet. Abbildung 5.18b stellt die Ergebnisse dieser Simulation dar, die qualitativ mit den Messergebnissen übereinstimmen.

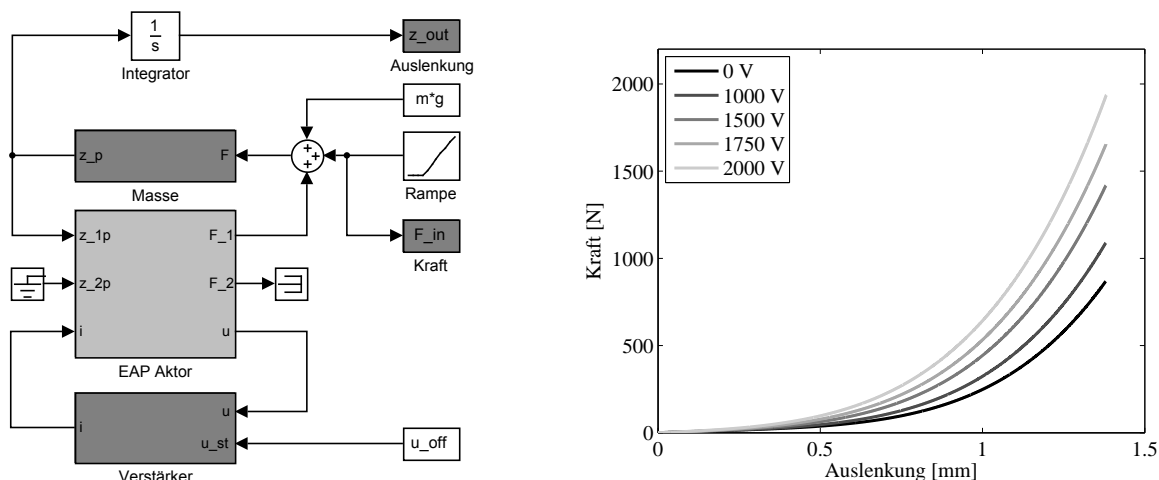


Abbildung 5.18: Simulation der variablen Steifigkeit

5.4 Quantifizierung und Kompensation der Aktor-Nichtlinearität

Wie in Kapitel 2.4.3 beschrieben kommt der Nichtlinearität von DE-Aktoren in dynamischen Anwendungen eine besondere Bedeutung zu. Daher ist es sinnvoll, diese experimentell zu quantifizieren und entsprechende Kompensationsmethoden zu entwickeln. Auch der Funktionsdemonstrator wurde hinsichtlich seiner Nichtlinearität untersucht und die Auswirkungen von Kompensationsmethoden exemplarisch demonstriert. Dazu wurde er mit einer Masse von 1,8 kg belastet und mit einem monofrequenten, unipolaren Spannungssignal angeregt, wobei die Anregungsfrequenz schrittweise von 20 bis 500 Hz gesteigert wurde. Die Beschleunigungsantwort der Masse wurde dazu jeweils im Frequenzbereich ausgewertet. Die Parameter des Versuchsaufbaus sind in Tabelle 5.3 zusammengefasst.

Messparameter	Wert	Einheit
Abtastrate	50	kHz
Länge einer Messung	65.536	samples
Frequenzbereich Anregungsfrequenz	20 – 500	Hz
Schrittweite Anregungsfrequenz	2	Hz
Anregungsamplitude	0 – 1400	V
Eckfrequenz Rekonstruktionsfilter	25	kHz
Eckfrequenz Antialiasingfilter	25	kHz
Einschwingzeit (frequenzunabhängig)	5	s
Masse	1,8	kg

Tabelle 5.3: Messparameter für Spektrogramm

Die gleiche Messreihe wurde für zwei einfache Kompensationsmethoden wiederholt. Zum einen wurde das Amplituden-Offset-Verhältnis η (s. Gleichung 2.29) reduziert, indem der Aktor lediglich von 300 bis 1500 V angeregt wurde (entspricht $\eta=2/3$). Zum anderen wurde zusätzlich eine Wurzelfunktions-Kompensation vorgeschaltet (vgl. Kapitel 2.4.3). Die Zeitsignale der drei Anregungsmethoden gemäß Gleichung 5.7 sind in Abbildung 5.19a dargestellt. Abbildung 5.19b zeigt die theoretische Auswirkung auf die Aktorantwort (unter Voraussetzung einer quadratischen Aktorkennlinie).

$$\begin{aligned} u_1(t) &= 750\text{V} \sin(2\pi ft) + 750\text{V} \\ u_2(t) &= 600\text{V} \sin(2\pi ft) + 900\text{V} \\ u_3(t) &= 100\text{V} \sqrt{108 \sin(2\pi ft) + 117} \end{aligned} \quad (5.7)$$

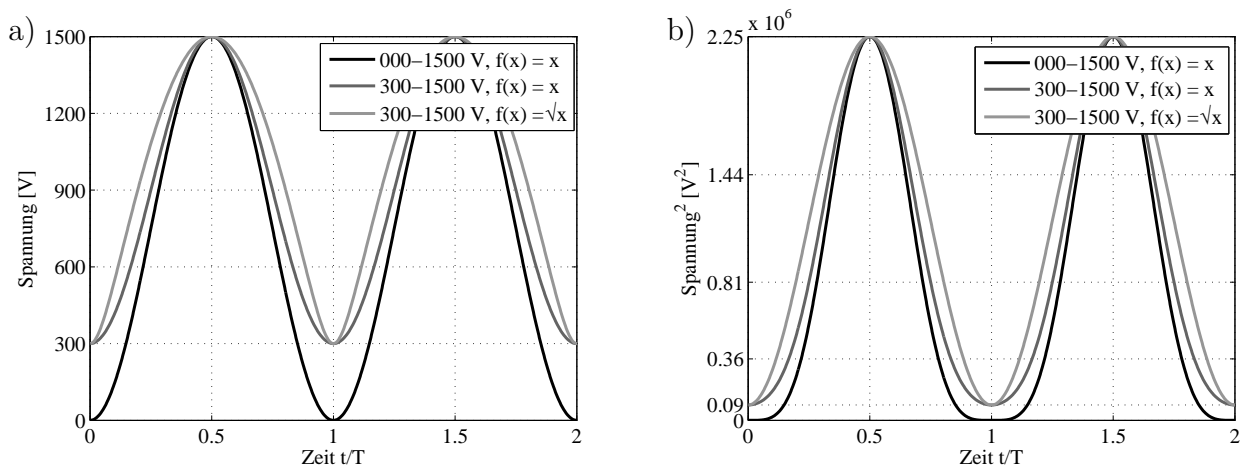


Abbildung 5.19: a) verschiedene Anregungssignale und b) ihre Auswirkung auf das Antwortverhalten im Zeitbereich

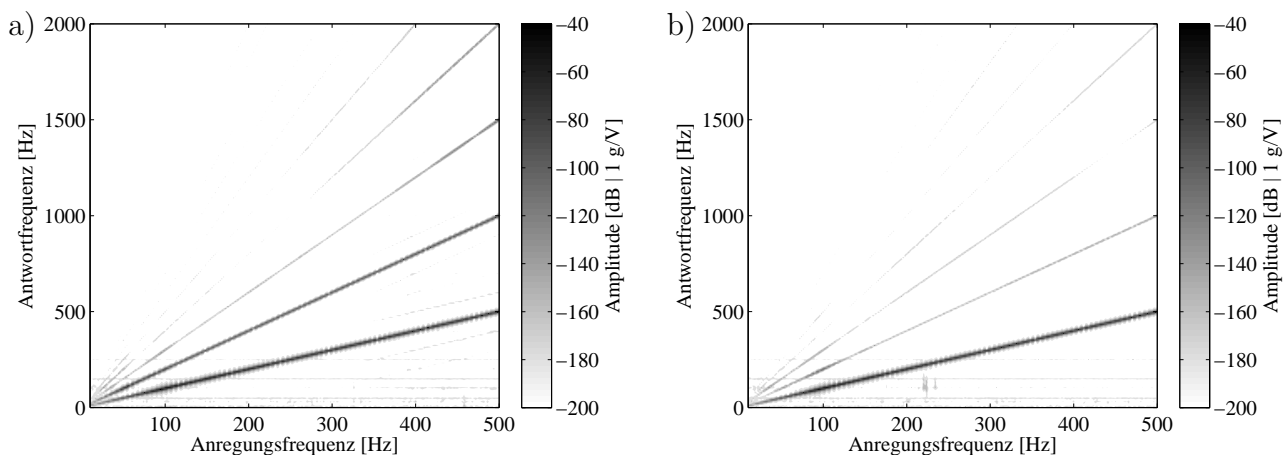


Abbildung 5.20: Spektrogramm bei a) unkompensierter und b) kompensierter Ansteuerung

In Abbildung 5.20a ist die Antwort im Frequenzbereich über der Anregungsfrequenz in einem Spektrogramm dargestellt. Man erkennt deutlich die höherharmonischen Frequenzanteile, die aus

der Aktornichtlinearität herrühren. Sie sind im Diagramm mindestens bis zur fünften Ordnung sichtbar. Im kompensierten Fall (5.20b) reduziert sich insbesondere die zweite Ordnung signifikant. Eine Quantifizierung der Verbesserung erfolgt über sogenannte Order-Cut-Diagramme, die Schnitte entlang der Ordnungen darstellen. Abbildung 5.21 zeigt die erste und zweite Ordnung der Antwort für alle drei Anregungsfälle. Es wird deutlich, dass die erste Ordnung in allen Fällen nahezu gleich ist, die zweite Ordnung (und auch die nicht dargestellten höheren Ordnungen) jedoch durch die Amplitudenreduktion und Kompensation reduziert werden können. Die größte Amplitude der zweiten Ordnung tritt im nicht kompensierten Fall erwartungsgemäß bei der halben Resonanzfrequenz des Systems auf.

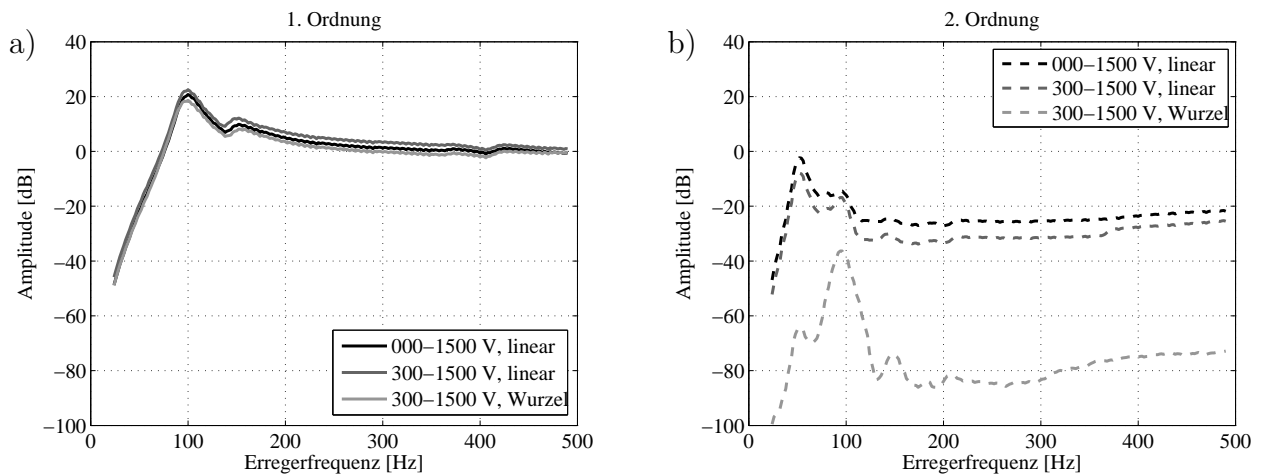


Abbildung 5.21: Order-Cut-Diagramme für erste und zweite Ordnung

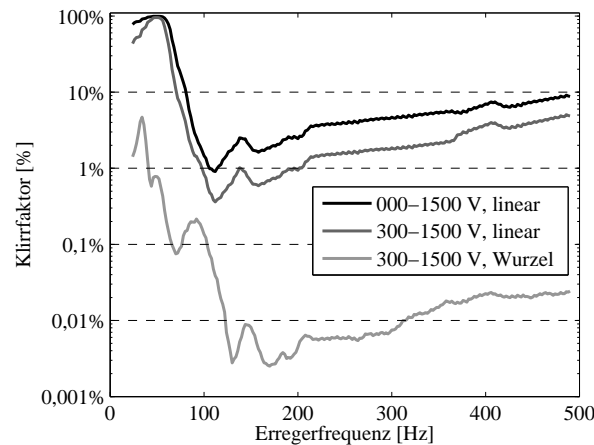


Abbildung 5.22: Klirrfaktor über der Anregungsfrequenz

Aus den dargestellten Ergebnissen wurde nach Gleichung 2.35 der Klirrfaktor unter Berücksichtigung der ersten fünf Höherharmonischen berechnet. Das Ergebnis ist in Abbildung 5.22 dargestellt. Es wird deutlich, dass zwar durch die einfache Amplitudenreduktion der Klirrfaktor im gesamten Frequenzbereich vermindert werden kann, allerdings erst durch die Kompensation mit einer Wurzelfunktion eine signifikante Reduktion möglich ist, sodass der Klirrfaktor in einem weiten Frequenzbereich unter 1% gehalten werden kann.

5.5 Zuverlässigkeitsuntersuchungen

Trotz immenser Fortschritte auf der Gebiet der DE-Aktorentwicklung in den letzten Jahren ist gerade die Zuverlässigkeit von DE-Aktoren noch weitgehend unerforscht. Bislang existieren nur wenige Veröffentlichungen zu dieser Thematik. Einige Untersuchungen der Lebensdauer von DE-Stapelaktoren mit dehnfähigen Elektroden und der sie beeinflussenden Parameter wurden am Fachgebiet EMK der TU Darmstadt durchgeführt [34, 109]. Dabei wurde insbesondere die Kontaktierung zwischen Anschlusskabel und Elektroden-schichten als Schwachstelle erkannt, da dort Ablöseerscheinungen auftreten können. Der Aktor an sich bleibt dabei jedoch funktions-tüchtig und zeigt keine Degradationserscheinungen. Da gerade die Kontaktierung nach außen beim Designansatz mit starren, gelochten Elektroden eine mechanisch feste Verbindung ermög-licht, liegt die Vermutung nahe, dass DEAPs ein hohes Maß an Zuverlässigkeit aufweisen.

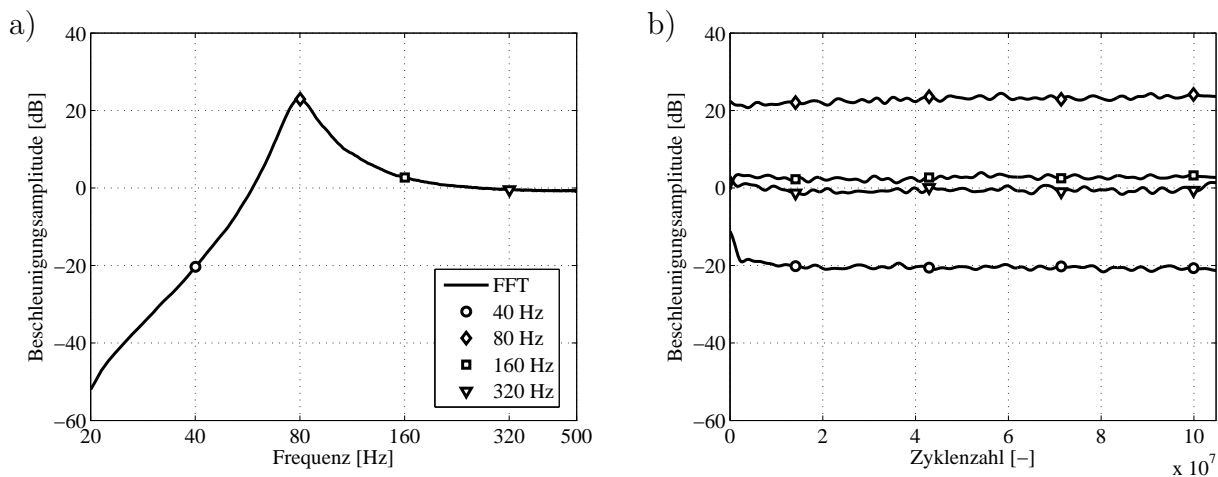


Abbildung 5.23: Langzeitversuch am Funktionsdemonstrator: a) Analyse im Frequenzbereich und b) zeitliche Entwicklung der Amplituden

Um die grundsätzliche Langzeitstabilität des Funktionsdemonstrators nachzuweisen, wurde dieser über 10^8 Lastzyklen in mechanischer Resonanz betrieben. Dazu wurde die Resonanzfrequenz (ca. 80 Hz) mit einer breitbandigen Anregung alle 15 Minuten neu bestimmt und dann als harmonisches Spannungssignal an den Aktor angelegt. Nach über 1200 Frequenzanalysen und 400 Stunden Betrieb wurde der Versuch beendet. Die Parameter für den Langzeitversuch sind in Tabelle 5.4 zusammengefasst. Abbildung 5.23 zeigt zum einen exemplarisch eine Frequenzanalyse, zum anderen die zeitliche Konstanz der Amplituden bei vier verschiedenen Frequenzen. Man erkennt deutlich, dass sich das dynamische Verhalten des Aktors in dem beobachteten Zeitraum nicht signifikant verändert hat. Alle Änderungen in Amplitude und Frequenz sind durch statistische Messeffekte erklärbar und deuten kein tendenzielles Verhalten an. Außerdem konnte kein Anstieg der Temperatur festgestellt werden, was auf niedrige Verlustströme hindeutet. Selbstverständlich sind jedoch weitere, umfangreichere Untersuchungen notwendig, um die Zuverlässigkeit von DEAPs zu charakterisieren, Versagensmechanismen zu erfassen und darüber hinaus den Einfluss von Temperatur und Feuchte auf die Lebensdauer der Aktoren zu analysieren.

Messparameter	Wert	Einheit
Abtastezeit	50	kHz
Länge einer Messung	65.536	samples
Frequenzbereich Erregerfrequenz	20 – 500	Hz
Schrittweite Erregerfrequenz	2	Hz
Anregungsamplitude	0 – 1400	V
Eckfrequenz Rekonstruktionsfilter	25	kHz
Eckfrequenz Antialiasingfilter	25	kHz
Einschwingzeit (frequenzunabhängig)	5	s
Masse	1,8	kg

Tabelle 5.4: Messparameter für Langzeitversuch

5.6 Fazit

Der hier vorgestellte Funktionsdemonstrator zeigt anschaulich die technische Realisierbarkeit und Funktionsfähigkeit des neuen Designkonzepts. Die wesentlichen Effekte, die aus den theoretischen Überlegungen folgen, wie die nichtlineare Aktorkennlinie, die starke Abhängigkeit der Kapazität von der Deformation und die hohe Dynamik aufgrund der guten Elektrodenleitfähigkeit konnten experimentell bestätigt werden. Allerdings muss bedacht werden, dass aufgrund der manuellen Fertigung sowie sicherheitsrelevanter und praktischer Gesichtspunkte das Potential noch nicht ausgeschöpft werden konnte: Die maximale nominelle Feldstärke lag bei den Versuchen mit $E = 1500 \text{ V}/110 \mu\text{m} = 13,6 \text{ kV/mm}$ weit unter dem für das Material maximal möglichen Wert von 40 kV/mm , was insbesondere aufgrund des quadratischen MAXWELL-Effekts ein großes ungenutztes Potential vermuten lässt. Durch weitere Entwicklungsmaßnahmen, von denen einige im Ausblick in Kapitel 7 aufgezeigt werden, ließe sich die Leistungsfähigkeit in Zukunft deutlich steigern. Trotzdem können mit diesem Funktionsdemonstrator schon beachtliche Effekte in strukturdynamischen Anwendungen erzielt werden, wie im folgenden Kapitel dargestellt wird.

Kapitel 6

Strukturdynamische Anwendungsbeispiele

Passive Elastomerkomponenten sind in der Strukturdynamik weit verbreitet und werden zur Dämpfung, Tilgung, Kompensation und Isolation eingesetzt. Ziel ist in der Regel die Schwingungsminderung zur Reduktion der Bauteilbelastung, zur Erweiterung des Funktionsumfangs beziehungsweise zur Steigerung des Komforts. Die aktiven Eigenschaften von dielektrischen Elastomerkomponenten ermöglichen eine Vergrößerung des passiven Lösungsraums um semi-aktive und aktive Maßnahmen. Mit zusätzlicher Energiezufuhr und entsprechenden Regelkonzepten können adaptive, breitbandig wirkende Lösungen entwickelt werden, die die passiven Ansätze in ihrer Leistungsfähigkeit übertreffen.

Das in dieser Arbeit entwickelte Aktorkonzept mit metallischen Elektroden ist besonders für dynamische Anwendungen geeignet und daher für einen Einsatz in der Strukturdynamik prädestiniert. Aufgrund ihres vergleichsweise niedrigen Gewichts und ihres großen Deformationsvermögens können sie gut zur Schwingungsbeeinflussung an Leichtbaustrukturen eingesetzt werden. Außerdem können aufgrund ihrer sensorischen Eigenschaften interessante hochintegrierte Konzepte realisiert werden, da gegebenenfalls auf zusätzliche Sensoren verzichtet werden kann.

Im folgenden Kapitel sollen zwei prinzipielle Anwendungsmöglichkeiten von DEAPs in der Strukturdynamik diskutiert und exemplarisch vorgestellt werden. Dabei wird sowohl ein semi-aktiver als auch ein aktiver Ansatz verfolgt.

6.1 Semi-aktive Schwingungsreduktion

6.1.1 Konzeptioneller Ansatz

Ein semi-aktives System kann als eine passive Struktur verstanden werden, deren maßgebliche mechanische Eigenschaften (in der Regel Steifigkeit und Dämpfung) in Echtzeit verändert werden können. Damit kann mit üblicherweise geringem Energieaufwand eine Anpassung der Struktureigenschaften an sich ändernde Umgebungsbedingungen erfolgen.

Durch eine Änderung der Steifigkeit kann ein dynamisches System verstimmt und damit eine

Schwingungsbeeinflussung erzielt werden. Zum einen kann die Lagerung des zu beruhigenden Systems selbst hinsichtlich der Steifigkeit verstellt werden und damit beispielsweise eine gezielte Schwingungsisolierung bewirkt oder Resonanzdurchfahrten vermieden werden. Andererseits kann eine verstellbare Steifigkeit verwendet werden, um ein dynamisches Zusatzsystem abzustimmen. Damit können adaptive Tilger oder Neutralisatoren realisiert werden [110]. Auch zum Aufbau eines vibrationsbasierten Energy-Harvesting-Systems ist die Anpassung einer Steifigkeit ein entscheidender Vorteil, da es ideal auf das Frequenzspektrum der verfügbaren Schwingungsenergie abgestimmt werden kann.

Zur aktiven Verstellung von Steifigkeiten sind bereits eine Vielzahl an Konzepten erarbeitet und realisiert worden. Ein typischer Ansatz ist die Verstellung der effektiven Länge eines Biegebalkens oder die Verdrehung eines auf Biegung belasteten Querschnitts [111]. Andere Lösungen nutzen die Steifigkeitsänderung, die sich durch Änderung der Vorspannung ergibt [112]. Diese Ansätze beruhen auf mechanisch verstellbaren Konstruktionen und müssen in der Regel durch verhältnismäßig schwere Elektromotoren angetrieben werden.

Neuere Lösungsansätze verwenden Funktionsmaterialien wie Piezokeramiken, die durch den Einsatz von Regelungskonzepten zur virtuellen Steifigkeitsänderung eingesetzt werden können [113, 13, 114]. Hierbei ist eine aufwändige Sensorik und Verstärkertechnologie notwendig, die einen kostengünstigen Einsatz limitiert. Wieder andere Konzepte verfolgen den Einsatz von magnetorheologischen Elastomeren zur Realisierung adaptiver Tilger [115, 116]. Die aktive Versteifung der Elastomere bewirkt eine maßgebliche Verschiebung der Resonanzfrequenz, allerdings ist die Erzeugung hoher Magnetfelder aufwändig.

Bei DE-Aktoren ändern sich die mechanischen Eigenschaften aufgrund der großen Deformationen bei anliegender elektrischer Spannung maßgeblich. Sie lassen sich daher direkt als adaptive Steifigkeitselemente einsetzen. Die Nähe zu natürlichen Muskeln ist gerade bei dieser Anwendung offensichtlich, denn bei der Beinmuskulatur wird beispielsweise eine Adaption der Steifigkeit und Dämpfung beim Gang durch unwegsames Gelände vorgenommen. Ähnliche Funktionen für das Fahrwerk im Automobil oder Greifer in der Robotik sind naheliegend.

Der Einsatz von dielektrischen Elastomeren zur gezielten Steifigkeitsbeeinflussung bietet den Vorteil, dass keine mechanisch beweglichen Teile (Motoren, Getriebe) eingesetzt werden müssen und der Verstellmechanismus daher verschleißfrei realisiert werden kann. Die Verstellung erfolgt zudem energieeffizient, da lediglich eine statische Spannung bereitgestellt werden muss, jedoch nur ein sehr geringer Stromfluss. Da die verwendeten Materialien und ein kompakter Hochvolt-Verstärker für geringe Ströme preiswert erhältlich sind, können mit diesem Ansatz kostengünstige Lösungen realisiert werden.

Trotz der genannten Vorteile ist der Einsatz von DE-Aktoren zur Adaption mechanischer Eigenschaften bislang nur in wenigen Arbeiten verfolgt worden. Pelrine [108] beispielsweise untersucht den Einfluss der elektrischen Spannung auf die Steifigkeit eines einschichtigen DE-Aktors in Folien-Längsrichtung. Dubois [107] zeigt die spannungsabhängige Resonanzfrequenz einer runden dielektrischen Membran aus Polydimethylsiloxan (PDMS). Deren erste Mode wird dabei wiederholbar von 1620 Hz bei 0 V auf 975 Hz bei 1500 V abgesenkt. Diese experimentell gewonnenen Ergebnisse werden von Zhu [117] im Modell verifiziert. Karsten [96] verwendet einen DE-Stapelaktor auf Silikonbasis mit flexiblen Elektroden zur Adaption der Resonanzfrequenz einer kleinen Masse. Er zeigt, dass die Resonanzfrequenz durch Anlegen einer elektrischen Span-

nung von 1100 V von 129 Hz auf 108 Hz gesenkt werden kann, was einer Frequenzverschiebung um 16% entspricht.

Das in Kapitel 3 vorgestellte Designkonzept mit starren, gelochten Elektroden bietet sich ebenfalls zur Steifigkeitsadaption an. Durch die Verringerung der Schichtdicke und Zunahme der Kontaktfläche zwischen Elastomer- und Elektrodenschichten nimmt die Steifigkeit senkrecht zu den Schichten bei elektrischer Aktivierung zu. Zur Verifikation dieses Ansatzes werden im nächsten Abschnitt experimentelle Untersuchungen mit dem Funktionsdemonstrator vorgestellt.

6.1.2 Experimentelle Umsetzung

Kapitel 5 zeigt bereits die semi-aktive adaptive Steifigkeit des DEAPEL-Funktionsdemonstrators in quasistatischen Untersuchungen (Abbildung 5.17). Zur Charakterisierung des adaptiven dynamischen Verhaltens des Funktionsdemonstrators wird der in Abbildung 6.1 skizzierte Messaufbau realisiert. Der DEAP wird dabei mit einer 1,8 kg schweren Masse belastet und diese mittels eines elektrodynamischen Schwingerregers breitbandig angeregt. Dabei wird die eingebrachte Kraft und die resultierende Beschleunigung der Masse mit einem Impedanzmesskopf ermittelt.

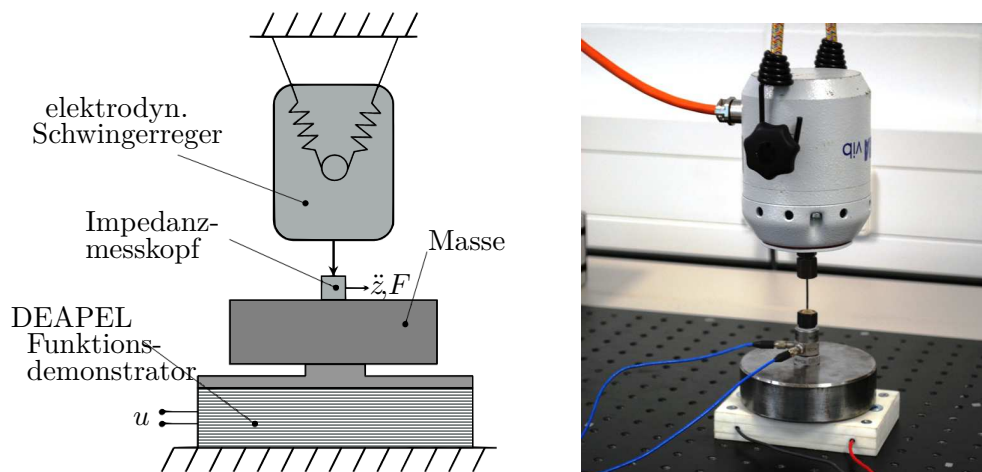


Abbildung 6.1: Messaufbau zur dynamischen Charakterisierung des DEAPEL-Funktionsdemonstrators

6.1.3 Numerische Umsetzung

Mit Hilfe des in Kapitel 5 vorgestellten Simulationsmodells kann das Konzept des adaptiven Tilgers einfach simuliert und bewertet werden. Durch Hinzufügen einer dynamischen Masse und eines Verstärkermodells sowie einer impulsförmigen Kraftanregung (Abbildung 6.2a) kann die charakteristische Übertragungsfunktion des Tilgers in Abhängigkeit der angelegten Spannung evaluiert werden. Um der im Vergleich zur quasistatischen Steifigkeit gesteigerten dynamischen Steifigkeit aufgrund viskoelastischer Effekte Rechnung zu tragen, muss mit einer angepassten Steifigkeitskennlinie gerechnet werden. Abbildung 6.2b gibt die Simulationsergebnisse für drei ausgewählte Spannungen wieder. Es wird deutlich, dass allein durch Anlegen einer Offset-Spannung die Resonanzfrequenz des Systems signifikant gesteigert werden kann.

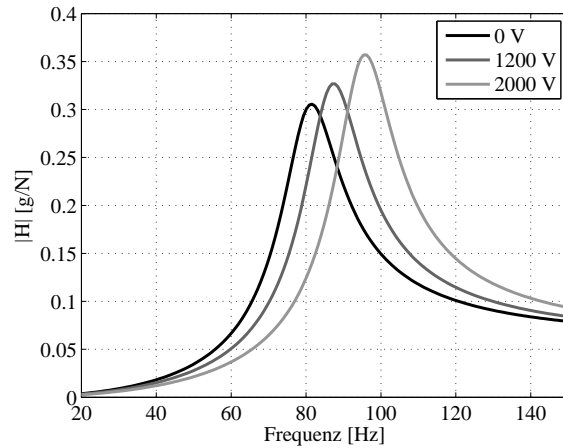
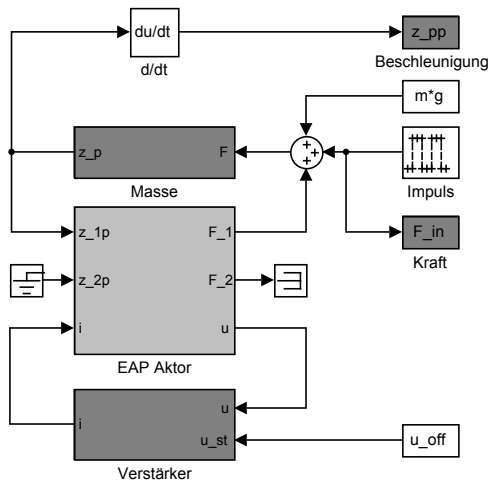


Abbildung 6.2: Simulation der semi-aktiven Frequenzverstellung

6.1.4 Ergebnisse

Die Messergebnisse in Abbildung 6.3a zeigen die linearisierten Frequenzgänge des Systems bei kleinen Schwingungsamplituden. Die Resonanzfrequenz steigt von 80 Hz bei 0 V bis auf 99 Hz bei maximaler Spannung von 2 kV, was einer Resonanzverschiebung um über 20% entspricht. In einem weiten Bereich steigt dabei die Resonanzfrequenz linear mit der Offsetspannung (Abbildung 6.3b), was einfache Regelungskonzepte ermöglicht.

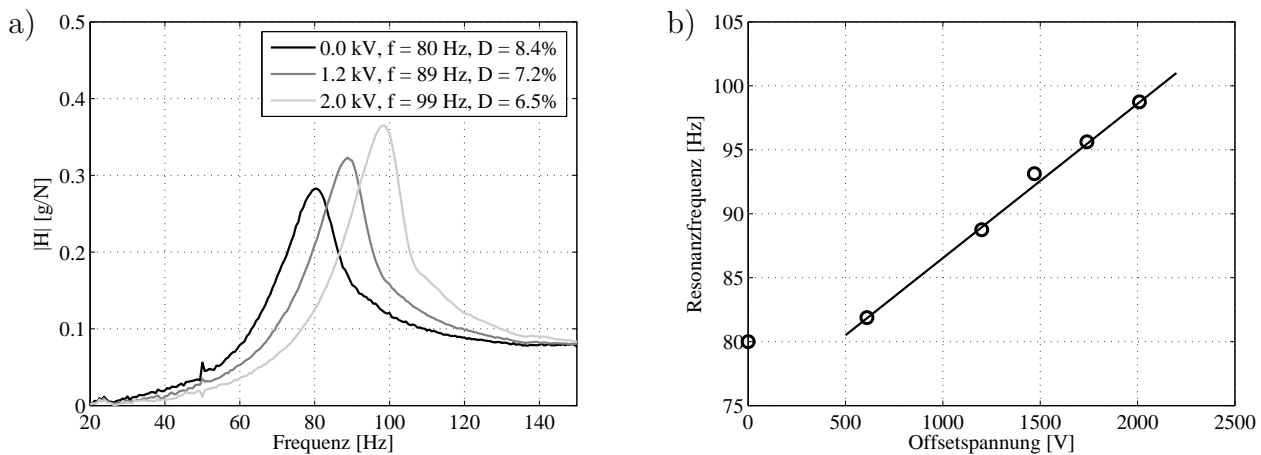


Abbildung 6.3: Resonanzverschiebung eines adaptiven Tilgers auf Basis eines DE-Aktors

Damit konnte das große Potential dielektrischer Elastomeraktoren mit perforierten Elektroden zur Adaption dynamischer Systeme demonstriert werden. Eine Änderung der Steifigkeit ist insbesondere zur kontinuierlichen Verstellung einer Resonanzfrequenz interessant, um adaptive Tilger zu realisieren. Das Potential ist allerdings sicherlich noch nicht ausgeschöpft und kann durch die gezielte Optimierung der Elektrodengeometrie gesteigert werden. Hierzu sind weitere Untersuchungen notwendig.

6.2 Aktive Schwingungsreduktion

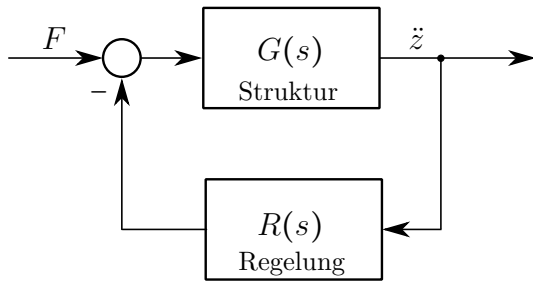
Unerwünschte Schwingungen lassen sich klassischerweise durch eine Vielzahl passiver Maßnahmen wie Neutralisatoren, Tilger und Dämpfer reduzieren. Diese wirken jedoch in der Regel schmalbandig und müssen daher auf einen bestimmten Frequenzbereich ausgelegt werden. Mit aktiven Komponenten kann der Lösungsraum deutlich erweitert werden und eine breitbandige Schwingungsreduktion erzielt werden, die auch bei sich ändernden Systemparametern zuverlässig wirkt. Allerdings benötigen aktive Lösungen einen erheblichen Mehraufwand hinsichtlich des Bereitstellens der Energieversorgung und der Reglerimplementierung, der durch die gesteigerte Funktionalität begründet werden kann.

Bei der aktiven Schwingungsreduktion (*Active Vibration Control*) bzw. aktiven Schallreduktion (*Active Noise Control*) werden Aktoren und Sensoren über einen Regler gekoppelt. Im geschlossenen Regelkreis kann dadurch eine Zielgröße, zum Beispiel die Beschleunigung an einem bestimmten Punkt der Struktur oder der Schalldruck an einem Punkt im Raum, minimiert werden. Mit dem kommerziell von *Danfoss Polypower* vertriebenen Rollaktor *InLastor Push* ist in der Literatur bereits mehrfach das Potential der DE-Technologie zur aktiven Schwingungsreduktion demonstriert worden [118, 89]. Aber auch Stapelaktoren mit flexiblen Elektroden wurden im Hinblick auf ihre Eignung für entsprechende Applikationen hin untersucht [119]. Im Rahmen dieser Arbeit wird erstmalig ein Stapelaktor mit starren, perforierten Elektroden zur aktiven Schwingungsreduktion eingesetzt.

6.2.1 Konzeptioneller Ansatz

Ein häufig gewählter Ansatz zum Einleiten aktiver Kräfte in eine Struktur ist der *Inertialmassenaktor*, ein Feder-Masse-Dämpfer-Systeme mit paralleler Aktorkraft, der durch gezielte Beschleunigung der Inertialmasse aufgrund ihrer Massenträgheit Reaktionskräfte erzeugt. In vielen Fällen ist es dabei vorteilhaft, ihn mit einer tief abgestimmten Resonanzfrequenz zu betreiben, da die Aktorkraft dann im Arbeitsbereich eine niedrige Frequenzabhängigkeit aufweist. Die tiefe Resonanzfrequenz ist jedoch in der Regel nachteilig, da sie gerade bei niedriger Dämpfung für das Gesamtsystem kritisch ist. Sie kann aber auch durch eine geschickte Konstruktion in einem günstigen Frequenzbereich platziert werden, zum Beispiel um eine störende Strukturresonanz zu tilgen. Damit wirkt der Aktor sowohl als passiver Tilger als auch als aktiver Inertialmassenaktor. Dieser hybride Ansatz ist besonders für Anwendungen geeignet, die durch eine konstante Strukturresonanz und höherfrequente, veränderliche Struktur- oder Anregungsfrequenzen bestimmt sind. Die dominierende Strukturresonanz wird mit dem bewährten und robusten Prinzip der passiven Tilgung reduziert, die höheren Frequenzen können durch die aktiven, inertialmassenbasierten Kräfte beeinflusst werden. Ein solcher Ansatz wurde im Rahmen dieser Arbeit verfolgt und mit dem DEAP experimentell umgesetzt.

Zur aktiven Schwingungsreduktion mit einem Inertialmassenaktor können grundsätzlich verschiedene Regelungskonzepte verwendet werden. Dazu wird eine Ausgangsgröße, in diesem Fall die Beschleunigung an einem bestimmten Punkt, mit Hilfe eines Regelgesetzes verarbeitet und eine entsprechende Kraft über den Aktor in die Struktur eingeleitet. Die generelle Funktionsweise einer solchen Signalführung ist in Abbildung 6.4 schematisch gezeigt. Der in Gleichung



$$R(s) = g \frac{1}{s} \quad (6.1)$$

Abbildung 6.4: Funktionsprinzip der aktiven Geschwindigkeitsrückführung

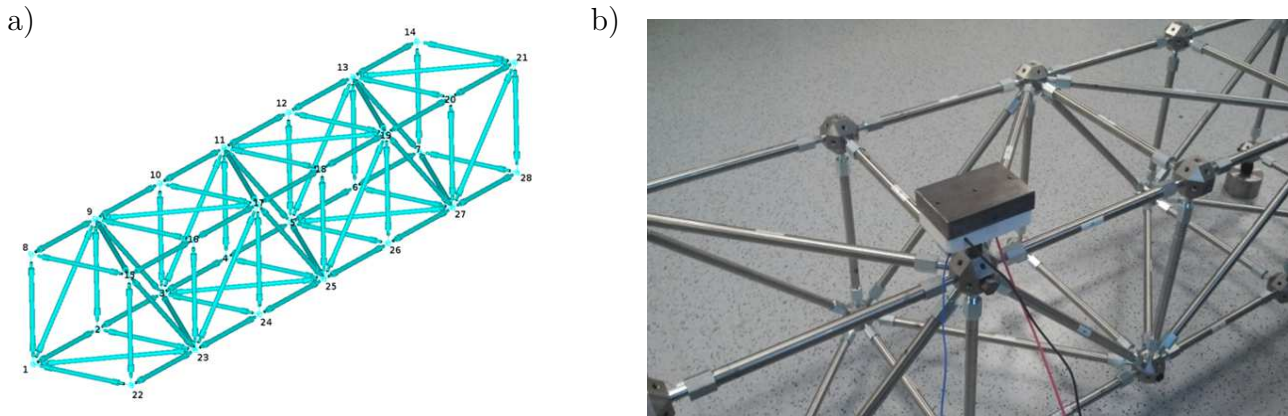


Abbildung 6.5: a) FEM-Modell der Tragwerkstruktur und b) Laboraufbau mit Tilger/Inertialmassenaktor

6.1 wiedergegebene Zusammenhang stellt das Regelgesetz für eine Geschwindigkeitsrückführung dar. Hierbei entspricht der Faktor g der Regelverstärkung, die proportional zur Geschwindigkeit ist und damit eine virtuelle Dämpfung bewirkt.

6.2.2 Experimentelle Umsetzung

Zur Demonstration des Potentials Dielektrischer Elastomere zur aktiven Schwingungsreduktion wurde der DEAP-Funktionsdemonstrator verwendet, um die Schwingungen an einer leichtbautypischen Fachwerkkonstruktion zu minimieren. Das in Abbildung 6.5a gezeigte sechszellige Fachwerk ist im Rahmen des LOEWE-Projekts AdRIA entwickelt und für vielfältige Untersuchungen zur aktiven Schwingungskontrolle genutzt worden [120, 112]. Es ist modular aufgebaut und besteht aus kurzen und langen Balken (42 bzw. 60 cm, ca. 200 g bzw. 340 g) sowie Knotenmassen (ca. 900 g). Die Struktur zeichnet sich durch ausgeprägte und klar voneinander getrennte Eigenfrequenzen und -formen aus. Im unteren Frequenzbereich (< 20 Hz) treten lediglich Starrkörpermoden auf, im mittleren Frequenzbereich existieren verschiedene globale Moden (Rauten-, Biege- und Torsionsmoden), und erst im höherfrequenten Bereich (> 200 Hz) treten lokale Moden der einzelnen Balken auf.

Ziel der aktiven Schwingungsreduktion soll in diesem Fall sein, die globalen Moden signifikant zu bedämpfen. Dazu wird der DE-Aktor mit einer Zusatzmasse (3,6 kg) versehen und auf einen der mittleren Knoten (Nr. 18) aufgesetzt. Er soll dabei rein passiv als Tilger fungieren, daher wird seine Resonanzfrequenz mit der ersten Biegemode (55 Hz) abgestimmt. Diese Abstimmung

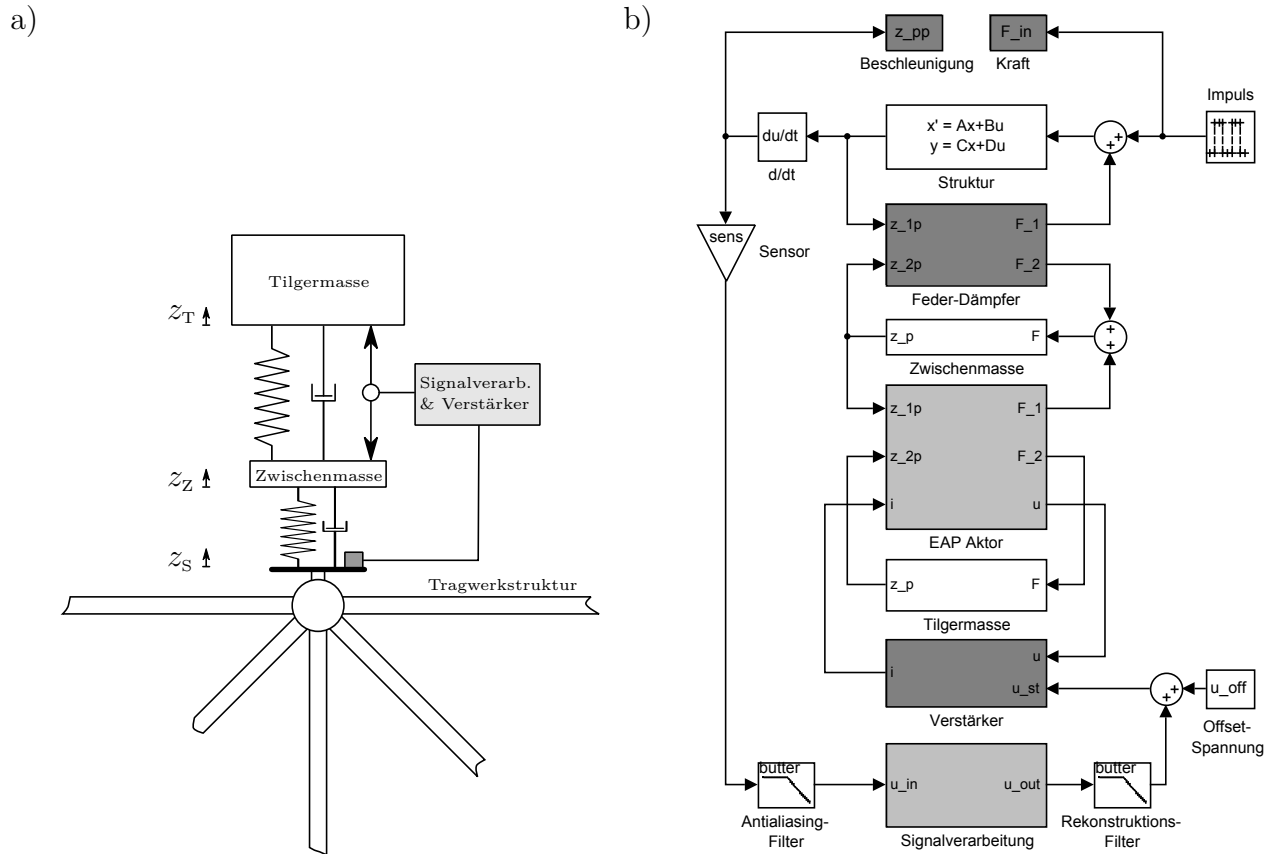


Abbildung 6.6: Aktive Schwingungskontrolle am Tragwerk: a) Prinzipskizze und b) numerisches Modell des Gesamtsystems

mung erfolgt über eine zusätzliche Nachgiebigkeit (Gummipuffer), die mit dem Aktor in Reihe eingebaut wird. Die höheren Moden (zwischen 120 und 180 Hz) sollen mit einer aktiven Regelung reduziert werden, deren Eingangssignal die vertikale Beschleunigung dieses Knotens ist. Abbildung 6.6a zeigt schematisch den Aufbau des Systems. Zur experimentellen Bestimmung der Schwingungsreduktion wird das Tragwerk an diesem Knoten breitbandig mit einem Impulshammer angeregt und die Übertragungsfunktion zur Beschleunigung am gleichen Knoten bestimmt.

Das gemessene Beschleunigungssignal wird zunächst analog mit einem Anti-Aliasing-Filter (Butterworth-Tiefpassfilter 6.Ordnung, Eckfrequenz 25 kHz) gefiltert, um Digitalisierungseffekte zu vermeiden, und anschließend dem Regler zugeführt. Das Regelungskonzept ist dabei auf der digitalen Rapid-Prototyping-Plattform dSPACE umgesetzt, die eine effiziente Reglerentwicklung ermöglicht. Eine Implementierung des Regelgesetzes in analoger Form ist perspektivisch durch integrierte Schaltungstechnik einfach möglich. Zusätzlich zur Integration enthält die Signalverarbeitung einen Bandpassfilter (Butterworth-Bandpassfilter 4.Ordnung mit Eckfrequenzen bei 100 und 800 Hz) zur Stabilisierung des Regelkreises und die anschließende Konditionierung des Ausgangssignal über eine Wurzelfunktion (vgl. Gleichung 2.56), um parasitäre Effekte aufgrund der Aktornichtlinearität zu minimieren. Anschließend wird das errechnete Signal erneut mit einem analogen Tiefpassfilter als Rekonstruktionsfilter gefiltert und als Steuersignal in den Verstärker gespeist.

6.2.3 Numerische Umsetzung

Um die Reglerparameter im Vorfeld richtig zu bestimmen wird das Gesamtsystem zudem als numerisches Modell aufgebaut. Das Modell kann zur Entwicklung eines geeigneten Regelkonzepts dienen. Es wird mit dem Zeitintegrationsverfahren nach RUNGE-KUTTA gelöst und beinhaltet die einzelnen Komponenten in alternierender Admittanz- und Impedanzformulierung, die eine einfache Verkopplung ermöglicht. Es beinhaltet zudem die analogen Tiefpassfilter und die oben beschriebene Signalverarbeitung. Für die Tragwerkstruktur wird ein Zustandsraummodell verwendet, das mit Hilfe von Modellreduktionsverfahren aus dem FE-Modell gewonnen wurde und die ersten 60 Eigenmoden berücksichtigt. Abbildung 6.6b zeigt schematisch den Aufbau des Systems und den entsprechenden Regelkreis für eine einfache Geschwindigkeitsrückführung. Da das quasistatische Verhalten nicht von Interesse ist, wurde der statische Einfluss der Massen nicht berücksichtigt und die Steifigkeit des DE-Aktors im Arbeitspunkt linearisiert.

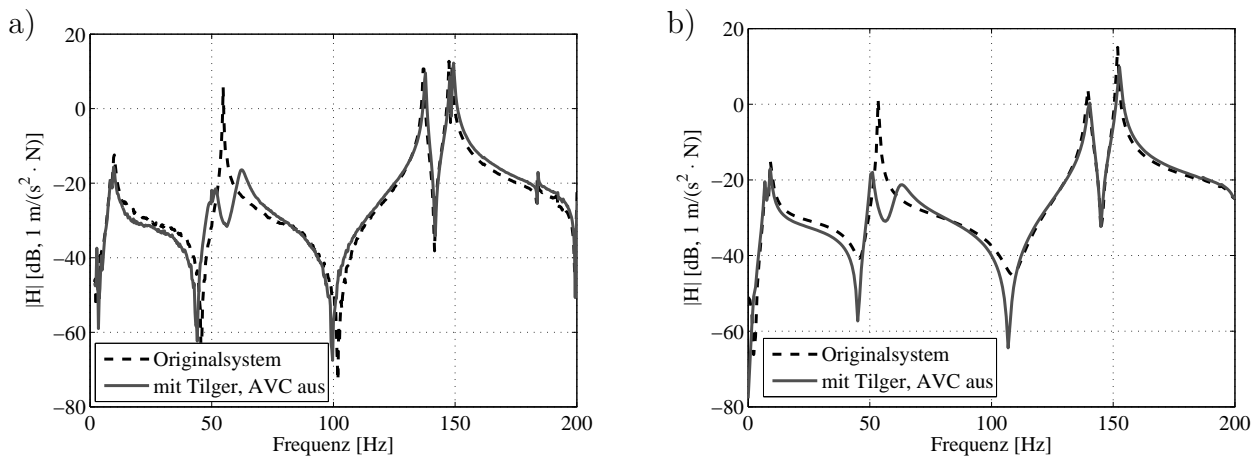


Abbildung 6.7: a) Messung und b) Simulation mit ausgeschalteter Schwingungskontrolle

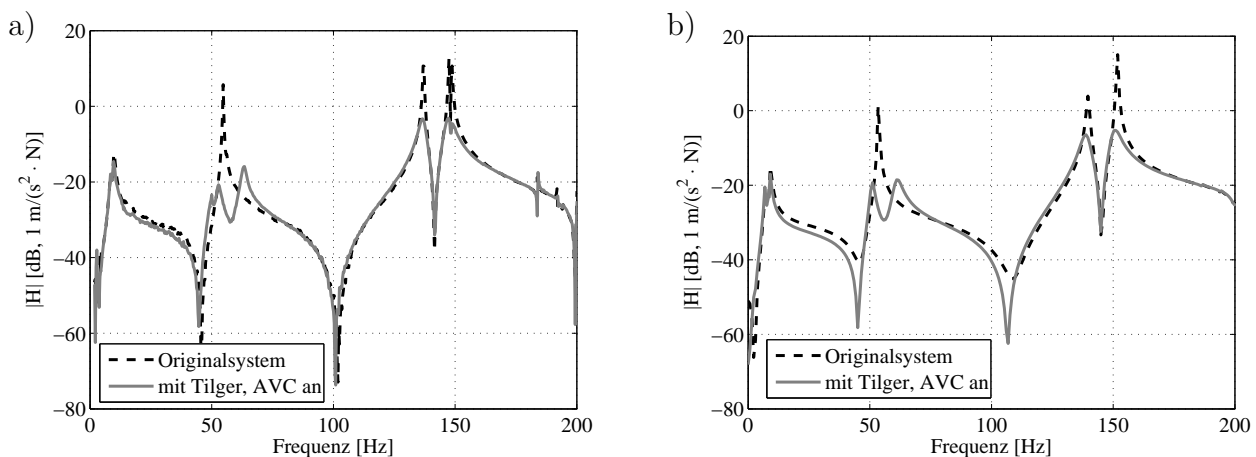


Abbildung 6.8: a) Messung und b) Simulation mit eingeschalteter Schwingungskontrolle

6.2.4 Ergebnisse und Fazit

Die Simulations- und Messergebnisse in Abbildung 6.7 ohne aktive Regelung zeigen die passive Wirkungsweise des Zusatzsystems als Tilger. Durch die hohe inhärente Dämpfung des Elastomerstapels ergibt sich eine Reduktion der Amplitude der ersten elastischen Mode bei 55 Hz um über 20 dB ohne Hinzufügen unerwünschter Nebenmaxima. Die passive Dämpfung des Tilgers ist dabei nahezu ideal, eine gewisse Steigerung der Amplitudenreduktion ist allerdings durch eine genaue Anpassung der Dämpfung noch möglich. Die höheren Moden bei 137 und 148 Hz werden durch den Tilger allerdings erwartungsgemäß nicht beeinflusst.

In Abbildung 6.8 sind die Simulations- und Messergebnisse mit aktiver Regelung (Geschwindigkeitsrückführung) dargestellt. Es wird deutlich, dass nun die Amplituden der höheren Moden um 14 bzw. 15 dB reduziert werden können. In beiden Fällen zeigen die Simulationsergebnisse eine hohe qualitative und quantitative Übereinstimmung mit den Messergebnissen und demonstrieren damit die Leistungsfähigkeit einer sorgfältigen numerischen Modellierung. Eine detailliertere Darstellung der Ergebnisse ist in [121, 122] zu finden.

Die in diesem Kapitel gezeigten Ergebnisse demonstrieren das Potential von DE-Aktoren mit metallischen Elektroden in der Strukturdynamik zur semi-aktiven und aktiven Schwingungsreduktion. Sie lassen darüber hinaus die Leistungsfähigkeit und Notwendigkeit einer sorgfältigen numerischen Modellierung deutlich werden, die in den vorangehenden Kapiteln dargelegt wurde. Um diese zukunftssträchtige Technologie in die Anwendung zu bringen, sind weitere Fragestellungen insbesondere bezüglich der Fertigungstechnologie zu beantworten, von denen einige im abschließenden nächsten Kapitel aufgeführt sind.

Kapitel 7

Zusammenfassung und Ausblick

In diesem Kapitel werden zunächst die im Rahmen dieser Arbeit erzielten Ergebnisse des neu entwickelten Aktorkonzepts und der realisierten Anwendungsbeispiele zusammengefasst. Daran anschließend werden zukünftige Themen für die weitere Entwicklung im Hinblick auf einen industriellen Einsatz identifiziert.

7.1 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die Zielstellung der Arbeit bestand darin, den Einsatz von dielektrischen Elastomeren für aktive strukturdynamische Anwendungen zu diskutieren und zu demonstrieren, da diese neuartigen Funktionsmaterialien ein vielversprechendes Eigenschaftsprofil aufweisen und in Zukunft andere Aktorkonzepte ersetzen oder ergänzen können. Konventionelle DE-Stapelwandler mit flexiblen Elektroden weisen für typisch maschinenbauliche Anwendungsszenarien aufgrund des geforderten Frequenzbereichs und der mechanischen Anbindungssituation hohe Verluste auf, die ihr Einsatzpotential stark einschränken. Dieser Leistungsverlust wurde zunächst in Kapitel 3 mit Hilfe numerischer Modelle quantifiziert und damit die Notwendigkeit einer alternativen Aktorkonzepts für strukturdynamische Anwendungen herausgestellt.

Im Folgenden wurde dann ein solches alternatives Aktorkonzept für DE-Stapelwandler entwickelt, das auf dehnstarren und damit flächenkonstanten Elektroden basiert. Seine Besonderheiten und Vorteile für dynamische Anwendungen wurden erörtert und verschiedene Bauweisen einander gegenübergestellt. Die wesentlichen Vorteile des neuen Designansatzes sind zusammengefasst folgende:

- Es findet kein Leistungsverlust durch Randeffekte bei dehnstarrer Anbindung statt. Damit können insbesondere flache Aktoren lasttragend in mechanische Strukturen integriert werden.
- Es können metallische Elektroden realisiert werden, die einen äußerst geringen elektrischen Widerstand aufweisen und daher niedrige ohmsche Verluste garantieren. Damit ist der Einsatz in höherdynamischen Anwendungen möglich.
- Da die Elektroden eine im Vergleich zur Elastomerschichtdicke relevante Dicke aufweisen, kann eine mechanische Kraftübertragung im passiven Bereich vermieden werden. Das

bedeutet, dass keine parallele Steifigkeit vorliegt, die die Effizienz des Wandlers reduziert.

- Die metallischen Elektroden werden mechanisch nicht gedehnt. Ein Versagensausfall der Elektroden aufgrund von Rissbildung ist nicht zu erwarten.
- Die metallischen Elektroden können mechanisch fest miteinander verbunden und damit eine vollständige Kontaktierung aller Elektrodenschichten garantiert werden. Die Kontaktwiderstände, die bei Aktoren mit flexiblen Elektroden einen Großteil der ohmschen Verluste bewirken, können sehr klein gehalten werden.
- Die konstruktive Freiheit bei der Gestaltung des Lochmusters erlaubt eine maßgeschneiderte Anpassung der Aktoreigenschaften. Aktorhub, Blockierkraft, Steifigkeit und Kapazität können so gezielt ausgelegt und eingestellt werden.
- Für die Herstellung metallischer Elektroden mit feinen Lochstrukturen kann auf bewährte, industriell etablierte Fertigungstechnologien zurückgegriffen werden.
- Starre Elektroden sind leicht zu handhaben und erlauben eine schnelle, automatisierte Bauweise, da Elastomermaterial von der Rolle zugeführt werden kann und kein Vernetzen beim Stapelprozess erfolgen muss. Dadurch ist die Technologie geeignet für eine wirtschaftliche Fertigung bei hohen Stückzahlen.
- Ein Versagen aufgrund elektromechanischer Instabilität (*Pull-in-Effekt*) ist nicht möglich, da die durch die Lochstruktur bewirkte nichtlineare Steifigkeit die Auslenkung begrenzt.

In mehreren Modellierungsstufen wurde das neue Konzept numerisch in Kapitel 4 analysiert, wobei sukzessive immer mehr physikalische Effekte berücksichtigt wurden. In ausgiebigen Parameterstudien wurde der Einfluss der geometrischen Designparameter auf die verschiedenen Aktorkenngrößen ermittelt und grafisch dargestellt. Die Ergebnisse der numerischen Berechnungen wurden dabei durchgängig in Form dimensionsloser Größen wiedergegeben, sodass sie für beliebige Materialien und Skalierungen gelten. Darauf aufbauend wurde eine neue Auslegungsmethodik abgeleitet, die es ermöglicht, für konkrete Randbedingungen maßgeschneiderte Aktoren auszulegen und zu optimieren, ohne neue numerische Modelle aufzubauen oder zu berechnen.

Daraufhin wurde ein auf diesem Prinzip basierender DE-Aktor als Funktionsdemonstrator aufgebaut und beschrieben. Für die experimentelle Charakterisierung solcher Aktoren wurde eine neue Charakterisierungsmethodik entwickelt, die mit standardisierten Messverfahren eine vollständige Erfassung aller relevanten Aktorkenngrößen und nichtlinearen Zusammenhänge ermöglicht. Sie stellt damit einen wesentlichen Beitrag zur systematischen Beschreibung und Vergleichbarkeit von DE-Aktoren dar.

Darüber hinaus wurde ein Simulationsmodell entwickelt, dass auf diesen Messergebnissen beruht und eine effiziente Simulation der Aktoren in Kombination mit mechanischen Strukturen und elektrischen Komponenten ermöglicht. Es erlaubt bereits in der Entwicklungsphase die Analyse von aktiven Systemen im Zeit- und Frequenzbereich ist damit eine Voraussetzung für die gezielte Entwicklung aktiver Lösungen auf Basis von DE-Aktoren in der Strukturdynamik.

Abschließend wurde der DE-Aktor exemplarisch für zwei strukturdynamische Applikationen untersucht. Im ersten Fall wurde er als variable Steifigkeit für die Realisierung eines adaptiven, semi-aktiven Tilgers eingesetzt. Dabei konnte gezeigt werden, dass mit einer Tilgermasse von 1,8 kg eine Resonanzverschiebung von über 20% möglich ist. Eine gezielte Optimierung der

Topologie lässt eine weitere Steigerung des Adaptionvermögens erwarten. Im Gegensatz zu Systemen mit mechanischer Verstellung oder mit Signalkückführung kann mit diesem Konzept ein schnelles, energieeffizientes, kompaktes und kostengünstiges adaptives Tilgersystem aufgebaut werden. Als zweites wurde ein aktives System realisiert, in dem der Stapelaktor als Inertialmassenaktor verwendet und zur aktiven Beeinflussung eines leichtbautypischen Struktursystems eingesetzt wurde. Hier konnte demonstriert werden, dass der Stapelaktor mit entsprechenden Regelungskonzepten eine breitbandige Schwingungsreduktion hervorruft. In beiden Fällen wird deutlich, dass mit dem entwickelten Konzept für Stapelaktoren der schmalbandige Wirkungsbereich von klassischen passiven Elastomerkomponenten in der Strukturmechanik erweitert wird und neue Lösungsmöglichkeiten erschlossen werden können.

7.2 Ausblick auf zukünftige Forschungsschwerpunkte

Das große Potential von DE-Aktoren ist in den letzten Jahren vielfach aufgezeigt worden. Nach der Phase der Ideensammlung und funktionalen Technologiedemonstration in zahlreichen Labormustern muss die neue Technologie nun zur Serienreife geführt werden, um sich im Einsatz zu bewähren und am Markt etabliert werden zu können. Gerade im Hinblick auf industrielle Anforderungen bietet der in dieser Arbeit aufgezeigte Ansatz eines DE-Stapelwandlers mit gelochten Elektroden eine aussichtsreiche Möglichkeit, kostengünstige, leicht herzustellende, zuverlässige und leistungsstarke Wandler für dynamische Anwendungen zu realisieren. Einige Punkte, auf die sich zukünftige Forschungs- und Entwicklungsarbeiten fokussieren sollten, werden im Folgenden kurz aufgezeigt und – falls vorhanden – entsprechende Ergebnisse von ersten Untersuchungen skizziert.



Abbildung 7.1: Zukünftige Forschungsschwerpunkte: a) Entwicklung einer präzisen Fertigungstechnologie zum Zuschneiden der Elastomerschichten, b) Isolation und Vorspannung des Stapelwandlers, c) selbstheilende Elektroden

Zuverlässige Fertigungstechnologie

Eine wesentliche zukünftige Herausforderung stellt die Entwicklung einer automatisierten, zuverlässigen und präzisen Fertigung dar. Nur dann kann das Potential der Technologie vollumfänglich ausgeschöpft werden. Dabei ist insbesondere auf eine saubere, staubfreie Umgebung zu achten, um die Gefahr von Fehlstellen zu minimieren und die Aktoren bis nahe der Durchbruchfeldstärke der eingesetzten Materialien betreiben zu können.

Der Aufbau des Stapelverbunds kann wie bisher als sukzessives Übereinanderlegen zugeschnittener, einzelner Elastomer- und Elektroden-schichten umgesetzt werden, wobei ein automatisierter Stapelprozess eine schnelle Produktion ermöglicht. Das Zuschneiden der Elastomerschichten aus einer Endlosfolie, welches bislang manuell erfolgt, kann dafür in einem präzisen Fertigungsverfahren realisiert werden, um einerseits eine exakte äußere Kontur des Aktorstapels zu garantieren und andererseits kleine Löcher in der Elastomerschicht zu erzeugen, die ein exaktes Positionieren und gegebenenfalls Vorspannen der einzelnen Schichten erlauben. Erste Versuche mit einer Lasergravuranlage¹ zeigten vielversprechende Ergebnisse zum Zuschneiden der Elastomerfolien aus Naturkautschuk (Abbildung 7.1b).

Alternativ kann das Elastomer wie in Kapitel 3.3 beschrieben zunächst direkt auf den Elektroden aufgebracht und die so ummantelten Elektroden anschließend gestapelt werden. Hierbei müssen die Elastomerschichten nicht als einzelne Elemente gegriffen werden, was besonders bei dünnen und weichen Schichten prozesstechnisch vorteilhaft ist.

Isolation und Kapselung

Für einen sicheren und zuverlässigen Betrieb der Aktoren ist eine Kapselung sinnvoll, die das Eindringen von Feuchtigkeit und Schmutz verhindert und den Benutzer vor den hohen Spannungen schützt. Eine Möglichkeit ist dabei, den Stapelverbund mit einem Elastomer zu umgießen. Dabei ist darauf zu achten, dass die passive Ummantelung eine geringe Steifigkeit relativ zum Aktor aufweist, sodass die Deformation des Stapels nicht behindert wird. Außerdem ist hier eine gute Prozessführung notwendig, um zu verhindern, dass das noch flüssige Elastomer zwischen die Schichten dringt, die Luftkammern füllt und dadurch die aktorische Wirkung reduziert. In ersten Versuchen zeigten dünne, achtschichtige Aktoren eine deutliche reduzierte Performance, nachdem sie mit einem weichen Silikon² vergossen worden waren. Nach der Demontage wurde deutlich, dass trotz großer Vorspannung während des Vergießens das Silikon weit in das Innere des Aktors eingedrungen war und den Leistungsverlust hervorgerufen hatte .

„Selbstheilende“ Elektroden

Ein weiterer Punkt, dem bei der zukünftigen Forschung Aufmerksamkeit geschenkt werden muss, ist die Entwicklung selbstheilender Elektroden. Theoretisch können die Elastomere bis kurz vor ihre Durchschlagfeldstärke betrieben werden, was insbesondere angesichts des quadratischen Effekts eine maximale Materialausnutzung garantiert. In der Praxis müssen sie in der Regel weit unterhalb dieses Wertes betrieben werden, um aufgrund von Fehlstellen im Elastomer und Fertigungsungenauigkeiten elektrisches Durchschlagen und damit ein Gesamtversagen des Aktors zu vermeiden. Insbesondere bei sehr dünnen Schichten, die für die Einhaltung niedriger Ansteuerspannungen angestrebt werden, liegt die praktisch verwendete Ansteuerspannung deutlich unterhalb der theoretisch maximalen Spannung. Wenn Elektroden die Eigenschaft besitzen, bei lokalen Durchbrüchen aufgrund von Materialinhomogenitäten oder Fertigungsfehlern ebenfalls lokal zu versagen, verhindern sie einen Totalausfall des Aktors und gewähren die Aufrechterhaltung der Funktionalität der anderen Bereiche bzw. Schichten.

¹Leistung 8 W, Wellenlänge 532 nm

²P7670 von der Firma Wacker

Solche als selbstheilende Elektroden (*self-healing electrodes*) bezeichneten Ansätze werden in der Literatur mehrfach in Bezug auf DE-Aktoren diskutiert. Allerdings muss bemerkt werden, dass der Begriff „Selbstheilung“ eine vollständige Wiederherstellung der Funktionalität nahelegt und daher irreführend ist. Ziel der Bestrebungen ist lediglich die Verhinderung eines Totalausfalls der künstlichen Muskeln bei Überlast und eine Begrenzung der Schadenswirkung. Eine Heilung im eigentlichen Sinn bleibt wohl immer den natürlichen Muskeln vorbehalten. Trotzdem ist der Ansatz für DE-Aktoren äußerst interessant und die ersten Arbeiten dazu sind durchaus vielversprechend. Lau [123] beispielsweise stellt selbstheilende Elektroden aus Kohle vor, während Stoyanov [124, 125] sie mit einwandigen Carbonnanotubes realisiert und zeigen kann, dass selbst nach über dreißig elektrischen Durchbrüchen der Testaktor ein hohes Level an Performance behält. Auch die von *Danfoss Polypower* hergestellte Folie mit korrugierter Silberschicht weist solche vorteilhaften Effekte auf [23] und ist daher besonders praxistauglich.

Um bei den in dieser Arbeit vorgestellten starren, metallischen Elektroden einen entsprechenden Selbstheilungsmechanismus umzusetzen, muss die Elektrode so ausgestaltet sein, dass sie bei einem elektrischen Durchschlag schneller bzw. mit einem größeren Einflussradius verbrennt als der entstehende Schaden im Material. Bei Elektroden mit großen Löchern und geringer Elektrodendicke erscheint dieses Ziel realisierbar, da in Versuchen an den bisherigen Metallelektroden bei elektrischen Durchschlägen bereits entsprechende Effekte beobachtet werden konnten. Abbildung 7.1c zeigt eine mikroskopische Aufnahme einer gelochten Edelstahl-Elektrode, die durch einen elektrischen Durchschlag mit einem Wirkungsradius von etwa einem halben Millimeter lokal evaporiert ist.

Integrierte Sensorik

Ein besonderer Vorteil von DE-Wandlern liegt in ihrer zusätzlichen sensorischen Nutzbarkeit. Durch die signifikante Abhängigkeit der Kapazität von der aktuellen Dehnung kann ein DE-Aktor zu jedem Zeitpunkt eine Information über seinen Verformungszustand liefern. Da sich Kapazitäten leicht sehr präzise bestimmen lassen, kann auf diese Weise ein Positionssensor – oder bei dynamischen Anwendungen ein Beschleunigungssensor – eingespart werden. Die technische Herausforderung besteht darin, die Kapazität bei anliegender Hochspannung zu messen und die Auswerteelektronik vor den hohen Spannungen bei elektrischen Durchschlägen zu schützen. Dafür empfehlen sich beispielsweise Ansätze mit überlagertem Hochfrequenzsignal bei geringer Spannungsamplitude und einer hochpassgefilterten Auswertung der Stromstärke.

Diese in der Literatur als *self-sensing* bezeichneten Konzepte [126, 127] ermöglichen die Realisierung multifunktionaler Elastomerkomponenten, die zum Aufbau hochintegrierter, adaptiver Systeme nach biologischem Vorbild eingesetzt werden können.

Literaturverzeichnis

- [1] BAR-COHEN, Y.: Electroactive polymers as artificial muscles - reality and challenges. In: *Development* (2001), Nr. 3, S. 1–10
- [2] PELRINE, R.; KORNBLUH, R.; JOSEPH, J.; CHIBA, S.: Electrostriction of polymer films for microactuators. In: *Konferenzband: IEEE Tenth Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems* (1997), S. 238–243
- [3] PELRINE, R.; KORNBLUH, R. ; JOSEPH, P. J.: Electrostriction of polymer dielectrics with compliant electrodes as a means of actuation. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 64 (1998), Nr. 1, S. 77–85
- [4] PELRINE, R.; KORNBLUH, R.; PEI, Q.; JOSEPH, J.: High-speed electrically actuated elastomers with strain greater than 100%. In: *Science* 287 (2000), Nr. 5454, S. 836–839
- [5] BAR-COHEN, Y.; XUE, T.; SHAHINPOOR, M.; HARRISON, J. S. ; SMITH, J. G.: Low-mass muscle actuators using electroactive polymers (EAP). In: *Konferenzband: SPIE* 3324 (1998), S. 218–223
- [6] CARPI, F. (Hrsg.): *Dielectric elastomers as electromechanical transducers: Fundamentals, materials, devices, models and applications of an emerging electroactive polymer technology*. Reprinted. Amsterdam : Elsevier, 2008. – ISBN 9780080474885
- [7] JEAN-MISTRAL, C.; BASROUR, S. ; CHAILLOUT, J.-J.: Comparison of electroactive polymers for energy scavenging applications. In: *Smart Materials and Structures* 19 (2010), Nr. 8, S. 085012
- [8] KORNBLUH, R.; PELRINE, R.; PEI, Q.; HEYDT, R.; STANFORD, S.; OH, S. ; ECKERLE, J.: Electroelastomers: applications of dielectric elastomer transducers for actuation, generation, and smart structures. In: *Konferenzband: SPIE* 4698 (2002), Nr. 1, S. 254–270
- [9] PELRINE, R.; KORNBLUH, R.; JOSEPH, J.; HEYDT, R.; PEI, Q. ; CHIBA, S.: High-field deformation of elastomeric dielectrics for actuators. In: *Materials Science and Engineering: C* 11 (2000), Nr. 2, S. 89–100
- [10] KOFOD, G.; SOMMER-LARSEN, P.: Silicone dielectric elastomer actuators: Finite-elasticity model of actuation. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 122 (2005), Nr. 2, S. 273–283

- [11] ZHAO, X.; SUO, Z.: Theory of dielectric elastomers capable of giant deformation of actuation. In: *Physical Review Letters* (2010)
- [12] O'HALLORAN, A.; O'MALLEY, F. ; MCHUGH, P.: A review on dielectric elastomer actuators, technology, applications and challenges. In: *Journal of Applied Physics* 104 (2008), Nr. 07, S. 071101
- [13] JANOSHA, H. (Hrsg.): *Adaptronics and Smart Structures - Basics, Materials, Design, and Application*. 2. Auflage. Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 1995
- [14] McMEEKING, R. M.; LANDIS, C. M.: Electrostatic forces and stored energy for deformable dielectric materials. In: *ASME Journal of Applied Mechanics* 72 (2005), Nr. 4, S. 581
- [15] ROSSET, S.; SHEA, H.: Flexible and stretchable electrodes for dielectric elastomer actuators. In: *Applied Physics A* 110 (2013), Nr. 2, S. 281–307
- [16] MOLBERG, M.; LETERRIER, Y.; PLUMMER, C. J. G.; WALDER, C.; LOWE, C.; OPRIS, D. M.; NUESCH, F. A.; BAUER, S. ; MANSON, J.-A. E.: Frequency dependent dielectric and mechanical behavior of elastomers for actuator applications. In: *Journal of Applied Physics* 106 (2009), Nr. 5, S. 054112
- [17] BABIC, M.; VERTECHY, R.; BERSELLI, G.; LENARCIC, J.; VASSURA, G. ; PARENTI CASTELLI, V.: An electronic driver for improving the open and closed loop electro-mechanical response of Dielectric Elastomer actuators. In: *Mechatronics* 20 (2010), Nr. 2, S. 201–212
- [18] KAAL, W.; HEROLD, S. ; MELZ, T.: Modeling approaches for electroactive polymers. In: *Konferenzband: SPIE* 7642 (2010), Nr. 1, S. 764211–11
- [19] HAUS, H.; MATYSEK, M.; MÖSSINGER, H.; SCHLAAK, H. F.: Modelling and characterization of dielectric elastomer stack actuators. In: *Smart Materials and Structures* 22 (2013), Nr. 10, S. 104009
- [20] PLANTE, J.-S.; DUBOWSKY, S.: Large-scale failure modes of dielectric elastomer actuators. In: *International Journal of Solids and Structures* 43 (2006), Nr. 25-26, S. 7727–7751
- [21] PLANTE, J.-S.; DUBOWSKY, S.: On the performance mechanisms of dielectric elastomer actuators. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 137 (2007), Nr. 1, S. 96–109
- [22] CARPI, F.; DE ROSSI, D.: Dielectric elastomer cylindrical actuators: electromechanical modelling and experimental evaluation. In: *Materials Science and Engineering: C* 24 (2004), S. 555–563
- [23] JONES, R. W.; WANG, P.; LASSEN, B.; SARBAN, R.: Dielectric elastomers and compliant metal electrode technology. In: *Konferenzband: MELECON 15th IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference* (2010), S. 368–373
- [24] POLYPOWER: *products*. www.polypower.com. Version: Januar 2013

- [25] RAJAMANI, A.; GRISSOM, D. M.; RAHN, D. C.; ZHANG, Q.: Wound roll dielectric elastomer actuators: Fabrication, analysis, and experiments. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 13 (2008), Nr. 1, S. 117–124
- [26] KOVACS, G.; LOCHMATTER, P.; WISSLER, M.; ISELI, C. ; KESSLER, L.: Robotic arm. In: CARPI, F. (Hrsg.): *Dielectric elastomers as electromechanical transducers*. Elsevier, 2008. – ISBN 9780080474885, S. 279–289
- [27] GRAF, C.; MAAS, J.: Acoustic transducer based on dielectric elastomers. In: *Konferenzband: SPIE* 8340 (2012), Nr. 1
- [28] DEARING, S. S.; MORRISON, J. F. ; IANNUCCI, L.: Electro-active polymer (EAP) dimple actuators for flow control: Design and characterisation. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 157 (2010), Nr. 2, S. 210–218
- [29] SHANKAR, R.; GOSH, T. K. ; SPONTAK, R. J.: Dielectric elastomers as next-generation polymeric actuators. In: *Soft Matter* 3 (2007), S. 1116–1129
- [30] CARPI, F.; SALARIS, C. ; DE ROSSI, D.: Folded dielectric elastomer actuators. In: *Smart Materials and Structures* 16 (2007), Nr. 2, S. 300–305
- [31] CHUC, H. N.; PARK, K. J.; THUY, V. D.; KIM, S. H.; KOO, C. J.; LEE, Y.; NAM, J.; CHOI, R. H.: Multi-stacked Artificial Muscle Actuator Based on Synthetic Elastomer. In: *Proceedings of the 2007 IEEE/RSJ International* (2007), S. 771–776
- [32] KOVACS, G.; DÜRING, L.; MICHEL, S.; TERRASI, G.: Stacked dielectric elastomer actuator for tensile force transmission. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 155 (2009), Nr. 2, S. 299–307
- [33] LOTZ, P.; MATYSEK, M. ; SCHLAAK, H. F.: Fabrication and application of miniaturized dielectric elastomer stack actuators. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 16 (2011), Nr. 1, S. 58–66
- [34] LOTZ, P.; SCHLAAK, H. F. ; MATYSEK, M.: Lifetime of dielectric elastomer stack actuators. In: *Konferenzband: SPIE* 7976 (2011), Nr. 1, S. 79760P–9
- [35] JUNGSMANN, M.; SCHLAAK, H. F.: Miniaturised electrostatic tactile display with high structural compliance. In: *Proceedings of the Eurohaptics 2002*, 2002, S. 12–17
- [36] HAAS, M.; DÖRSAM, E.: Mittels Siebdruck und Filmziehen hergestellte dielektrische Elastomeraktoren. In: *Der Siebdruck* (2013), Nr. 1, S. 44–46
- [37] ARAROMI, O. A.; CONN, A. T.; LING, C. S.; ROSSITER, J. M.; VAIDYANATHAN, R.; BURGESS, S. C.: Spray deposited multilayered dielectric elastomer actuators: Solid-state sensors, actuators and microsystems workshop. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 167 (2011), Nr. 2, S. 459–467
- [38] LAU, G. K.; GOOSEN, J. F. L.; KEULEN, F. v.; FRENCH, P. J.; SARRO, P. M.: Actuated elastomers with rigid vertical electrodes. In: *Journal of Micromechanics and Microengineering* 16 (2006), Nr. 6, S. 35–44

- [39] WEHRHEIM, F.: *Elektroaktive Polymeraktoren als integrierter Antrieb für abwinkelbare Endoskope*, TU Darmstadt, Dissertation, 2012
- [40] KAAL, W.; HEROLD, S. ; MELZ, T.: *Elektroaktiver Elastomerwandler*. veröffentlicht am 26.04.2012. – DE102010049301A1
- [41] KORNBLUH, R. D.; PELRINE, R.; PEI, Q.; OH, S.; JOSEPH, J.: Ultrahigh strain response of field-actuated elastomeric polymers. In: *Konferenzband: SPIE 3987* (2000), Nr. 1, S. 51–64
- [42] WISSLER, M.: *Modeling dielectric elastomer actuators*. Zürich, ETH, Dissertation, 2007
- [43] MATYSEK, M.: *Dielektrische Elastomeraktoren in Multilayer-Technologie für taktile Displays*, TU Darmstadt, Dissertation, 2009
- [44] BIGGS, J.; DANIELMEIER, K.; HITZBLECK, J.; KRAUSE, J.; KRIDL, T.; NOWAK, S.; ORSELLI, E.; QUAN, X.; SCHAPELER, D.; SUTHERLAND, W. ; WAGNER, J.: Elektroaktive Polymere: Entwicklungen und Perspektiven dielektrischer Elastomere. In: *Angewandte Chemie* 125 (2013), Nr. 36, S. 9581–9595
- [45] AG, Wacker C.: *vorläufiges Datenblatt*. Februar 2014
- [46] CHOI, H. R.; JUNG, K. M.; KOO, J. C.; NAM, J. D.; LEE, Y. K.; CHO, M. S.: Electrostatically driven soft polymer actuator based on dielectric elastomer. In: *Key Engineering Materials* (2005), Nr. 297-300, S. 622–627
- [47] CHOI, H. R.; JUNG, K.; CHUC, N. H.; JUNG, M.; KOO, I.; KOO, J.; LEE, J.; LEE, J.; NAM, J.; CHO, M. ; LEE, Y.: Effects of prestrain on behavior of dielectric elastomer actuator. (2005), S. 283–291
- [48] KORNBLUH, R. D.; FLAMM, D. S.; PRAHLAD, H.; NASHOLD, K. M.; CHHOKAR, S.; PELRINE, R.; HUESTIS, D. L.; SIMONS, J.; COOPER, T.; WATTERS, D. G.: Shape control of large lightweight mirrors with dielectric elastomer actuation. (2003), S. 143–158
- [49] SHENG, J.; CHEN, H.; LI, B.: Effect of temperature on the stability of dielectric elastomers. In: *Journal of Physics D: Applied Physics* 44 (2011), Nr. 36, S. 365406
- [50] LIU, L.; LIU, Y.; YU, K.; LENG, J.: Thermoelectromechanical stability of dielectric elastomers undergoing temperature variation. In: *Mechanics of Materials* (2013)
- [51] CARPI, F.; DE ROSSI, D.: Improvement of electromechanical actuating performances of a silicone dielectric elastomer by dispersion of titanium dioxide powder. In: *IEEE Transaction on Dielectrics and Electrical Insulation* 12 (2005), Nr. 4, S. 835–843
- [52] CARPI, F.; MIGLIORE, A.; SERRA, G.; DE ROSSI, D.: Helical dielectric elastomer actuators. In: *Smart Materials and Structures* 14 (2005), Nr. 6, S. 1210–1216
- [53] MOLBERG, M.: *Elastomer composites for actuator applications*, École polytechnique fédérale de Lausanne, Dissertation, 2010

- [54] KEPLINGER, C.; KALTENBRUNNER, M.; ARNOLD, N.; BAUER, S.: Rontgen's electrode-free elastomer actuators without electromechanical pull-in instability. In: *Proceedings of the National Academy of Sciences* 107 (2010), Nr. 10, S. 4505–4510
- [55] LOTZ, P.: *Dielektrische Elastomerstapelaktoren für ein peristaltisches Fluidfördersystem*, TU Darmstadt, Dissertation, 2009
- [56] BOZLAR, M.; PUNCKT, C.; KORKUT, S.; ZHU, J.; C., Chiang F.; SUO, Z.; AKSAY, I. A.: Dielectric elastomer actuators with elastomeric electrodes. In: *Applied Physics Letters* 101 (2012), Nr. 9, S. 091907
- [57] SU, J.; ZHANG, Q.; WANG, P.-C.; MACDIARMID, A. G.; WYNNE, K. J.: Preparation and characterization of electrostrictive polyurethane films with conductive polymer electrodes. In: *Polymers for Advanced Technologies* 9 (1998), Nr. 6, S. 317–321
- [58] KIIL, H.-E.; BENSLIMANE, M.: Scalable industrial manufacturing of DEAP. In: *Konferenzband: SPIE* (2009), Nr. 1, S. 72870R–10
- [59] SARBAN, R.; LASSEN, B.; WILLATZEN, M.: Dynamic electromechanical modeling of dielectric elastomer actuators with metallic electrodes. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 17 (2012), Nr. 5, S. 960–967
- [60] HABRARD, F.; PATSCHEIDER, J.; KOVACS, G.: Super-compliant metallic electrodes for electroactive polymer actuators. In: *Konferenzband: SPIE* 8340 (2012), Nr. 1
- [61] NIKLAUS, M.; ROSSET, S.; DUBOIS, P.; SHEA, H.: Ion-implanted compliant electrodes used in dielectric electroactive polymer actuators with large displacement: Proceedings of the Eurosensors XXIII conference. In: *Procedia Chemistry* 1 (2009), Nr. 1, S. 702–705
- [62] YUAN, W.; HU, L. B.; YU, Z.B.; LAM, T.; BIGGS, J.; HA, S. M.; XI, D. J.; CHEN, B.; SENESKY, M. K.; GRÜNER, G. u. a.: Fault-tolerant dielectric elastomer actuators using single-walled carbon nanotube electrodes. In: *Advanced Materials* 20 (2008), Nr. 3, S. 621–625
- [63] CHAKRABORTI, P.; KARAHAN TOPRAKCI, H. A.; YANG, P.; DI SPIGNA, N.; FRANZON, P.; GHOSH, T.: A compact dielectric elastomer tubular actuator for refreshable Braille displays. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 179 (2012), Nr. 0, S. 151–157
- [64] MATYSEK, M.; LOTZ, P.; SCHLAAK, H. F.: Tactile display with dielectric multilayer elastomer actuatorsq. In: *Konferenzband: SPIE* 72871 (2009), Nr. 1, S. 72871D–9
- [65] VIVTOUCH: *the details*. www.vivitouch.com. Version: Februar 2013
- [66] BIDDISS, E.; CHAU, T.: Dielectric elastomers as actuators for upper limb prosthetics: Challenges and opportunities. In: *Medical Engineering & Physics* 30 (2008), Nr. 4, S. 403–418
- [67] YORK, A.; HODGINS, M.; SEELECKE, S.: Electro-mechanical analysis of a biased dielectric EAP actuator. In: *Konferenzband: ASME* 48968 (2009), S. 289–297

- [68] HEYDT, R.; KORNBLUH, R.; ECKERLE, J.; PELRINE, R.: Sound radiation properties of dielectric elastomer electroactive polymer loudspeakers. (2006), S. 61681M–61681M–8
- [69] PELRINE, R.; KORNBLUH, R. D.; ECKERLE, J.; JEUCK, P.; OH, S.; PEI, Q.; STANFORD, S.: Dielectric elastomers: generator mode fundamentals and applications. In: *Konferenzband: SPIE* 4329 (2001), Nr. 1, S. 148–156
- [70] LEE, C.; LIM, Y. M.; YANG, B.; KOTLANKA, R. K.; HENG, C.-H.; HE, J. H.; TANG, M.; XIE, J.; FENG, H.: Theoretical comparison of the energy harvesting capability among various electrostatic mechanisms from structure aspect. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 156 (2009), Nr. 1, S. 208–216
- [71] WANG, H.; ZHU, Y.; WANG, L.; ZHAO, J.: Experimental investigation on energy conversion for dielectric electroactive polymer generator. In: *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* 23 (2012), Nr. 8, S. 885–895
- [72] CHIBA, S.; WAKI, M.; KORNBLUH, R.; PELRINE, R.: Innovative power generators for energy harvesting using electroactive polymer artificial muscles. In: *Konferenzband: SPIE* 6927 (2008), Nr. 1, S. 692715–692719
- [73] CHIBA, S.; WAKI, M.; MASUDA, K.; IKOMA, T.: Current status and future prospects of electric generators using electroactive polymer artificial muscle. In: *OCEANS 2010 IEEE* (2010)
- [74] CHIBA, S.; WAKI, M.; WADA, T.; HIRAKAWA, Y.; MASUDA, K.; IKOMA, T.: Consistent ocean wave energy harvesting using electroactive polymer (dielectric elastomer) artificial muscle generators. In: *Applied Energy* 104 (2013), Nr. 0, S. 497–502
- [75] ZHAO, X.; SUO, Z.: Method to analyze electromechanical stability of dielectric elastomers. In: *Applied Physics Letters* 91 (2007), Nr. 6, S. 061921–061923
- [76] SOMMER-LARSEN, P.; HOOKER, J. C.; KOFOD, G.; WEST, K.; BENSLIMANE, M.; GRAVESEN, P.: Response of dielectric elastomer actuators. In: *Konferenzband: SPIE* 4329 (2001), S. 157–163
- [77] KOFOD, G.: *Dielectric elastomer actuators*, TU Denmark, Dissertation, 2001
- [78] MOONEY, M.: A theory of large elastic deformation. In: *Journal of Applied Physics* 11 (1940), Nr. 9, S. 582–592
- [79] RÖTHEMEYER, F.; SOMMER, F.: *Kautschuk Technologie: Werkstoffe, Verarbeitung, Produkte*. Hanser, 2006
- [80] FOO, C. C.; S., Cai; A., Koh. S. J.; BAUER, S.; SUO, Z.: Model of dissipative dielectric elastomers. In: *Journal of Applied Physics* 111 (2012), Nr. 3, S. 034102
- [81] HONG, W.: Modeling viscoelastic dielectrics. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 59 (2011), Nr. 3, S. 637–650

- [82] SCHMIDT, L. A.; G. A.; Gaul: Bestimmung des komplexen Elastizitätsmoduls eines Polymers zur Identifikation eines viskoelastischen Stoffgesetzes mit fraktionalen Zeitableitungen. In: *Tagungsband: DGZfP Jahrestagung, Berlin* 75-CD (2001)
- [83] TRIANA, C. A.; FAJARDO, F.: Dependence of some mechanical properties of elastic bands on the length and load time. In: *European Journal of Physics* 33 (2012), Nr. 4, S. 771
- [84] SARBAN, R.; OUBAEK, J.; KRISTJÁNSDÓTTIR, G. R.; JONES, R. W.: Hysteresis modelling of a core-free EAP tubular actuator. In: *Konferenzband: SPIE* 7287 (2009), S. 728717–728719
- [85] TRUONG, B. N. M.; NAM, D. N. C.; AHN, K. K.: Hysteresis modeling and identification of a dielectric electro-active polymer actuator using an APSO-based nonlinear Preisach NARX fuzzy model. In: *Smart Materials and Structures* 22 (2013), Nr. 9, S. 095004
- [86] JEAN-MISTRAL, C.; SYLVESTRE, A.; S., Basrour ; J.-J, Chaillout: Dielectric properties of polyacrylate thick films used in sensors and actuators. In: *Smart Materials and Structures* 19 (2010), Nr. 7, S. 075019
- [87] KOFOED, G.; SOMMER-LARSEN, P.; KORNBLUH, R.; PELRINE, R.: Actuation response of polyacrylate dielectric elastomers. In: *Journal of Intelligent Materials Systems and Structures* 14 (2003), Nr. 12, S. 787–793
- [88] WEINZIERL, S. (Hrsg.): *Handbuch der Audiotechnik*. Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 2008 (VDI-Buch). – ISBN 978–3–540–34301–1
- [89] KAAL, W.; HEROLD, S.: Electroactive polymer actuators in dynamic applications: Mechatronics, IEEE/ASME Transactions on. In: *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics* 16 (2011), Nr. 1, S. 24–32
- [90] LANDAU, L. D.; LIFSHITZ, E. M.: *Electrodynamics of continuous media - course of theoretical physics*. Vol. 8., 2nd edition. Oxford : Butterworth-Heinemann, 1984
- [91] BECKER, W.; GROSS, D.: *Mechanik elastischer Körper und Strukturen*. Bd. 1. Berlin : Springer-Verlag, 2002
- [92] YANG, G.; YAO, G.; REN, W.; AKHRAS, G.; SZABO, J. P.; MUKHERJEE, B. K.: The strain response of silicone dielectric elastomer actuators. In: *Smart Structures and Materials 2005: Electroactive Polymer Actuators and Devices (EAPAD)* 5759 (2005), Nr. 1, S. 134–143
- [93] WISSLER, M.; MAZZA, E.: Modeling and simulation of dielectric elastomer actuators. In: *Smart Materials and Structures* (2005), Nr. 14, S. 1396–1402
- [94] WISSLER, M.; MAZZA, E.: Modeling of a pre-strained circular actuator made of dielectric elastomers. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 120 (2005), Nr. 1, S. 184–192

- [95] MADDEN, J. D. W.; VANDESTEEG, N. A.; ANQUETIL, P. A.; MADDEN, P. G. A.; TAKSHI, A.; PYTEL, R. Z.; LAFONTAINE, S. R.; WIERINGA, P. A.; HUNTER, I. W.: Artificial muscle technology: physical principles and naval prospects. In: *Oceanic Engineering, IEEE Journal of* 29 (2004), Nr. 3, S. 706–728
- [96] KARSTEN, R.; SCHLAAK, H. F.: Adaptive absorber based on dielectric elastomer stack actuator with variable stiffness. In: *Konferenzband: SPIE 8340* (2012), Nr. 1, S. 834020–8
- [97] GROUP, SPG prints: *Microfiltration*. <http://www.vecoprecision.com>. Version: Juli 2014
- [98] CHERYAN, Munir: *Ultrafiltration and microfiltration handbook*. CRC press, 1998
- [99] KAAL, W.; HEROLD, S.: Numerical investigations on dielectric stack actuators with perforated electrodes. In: *Smart Materials and Structures* 22 (2013), Nr. 10, S. 104016
- [100] HAGEDORN, P.: *Technische Schwingungslehre*. Bd. 2. Berlin : Springer-Verlag, 1989
- [101] GROTE, K.-H. (Hrsg.); FELDHUSEN, J. (Hrsg.): *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau*. 23. Auflage. Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 2011
- [102] KOH, S. J.; KEPLINGER, C.; KALTSEIS, R.; FOO, C. C.; BAUER, S.; SUO, Z.: Dielectric elastomer generators: from fundamentals to realization. In: *Konferenzband: EuroEAP Zürich*, 2011, S. 3
- [103] BARGEL, H.-J.; SCHULZE, G.: *Werkstoffkunde*. 9. Auflage. Heidelberg : Springer-Verlag, 2005
- [104] BOLTON, University of: *Screen and stencil printing*. www.ami.ac.uk. Version: Februar 2013
- [105] HEROLD, S.; JUNGBLUT, T.; KURCH, M.: A systematic approach to simulate active mechanical structures. In: *NAFEMS-Seminar: Multidisciplinary Simulations - The Future of Virtual Product Development*. Deutschland : International Association for the Engineering Analysis Community -NAFEMS-, 2009, S. 12
- [106] KAAL, W.; HEROLD, S.; MELZ, T.: Design and modeling of dielectric elastomer actuators. In: *Konferenzband: SPIE 8340* (2012), Nr. 1, S. 83402D
- [107] DUBOIS, P.; ROSSET, S.; NIKLAUS, M.; DADRAS, M.; SHEA, H.: Voltage control of the resonance frequency of dielectric electroactive polymer (DEAP) membranes. In: *Journal of Microelectromechanical Systems* 17 (2008), Nr. 5, S. 1072–1081
- [108] PELRINE, R.; KORNBLUH, R.: Variable-stiffness-mode dielectric elastomer devices. In: *Advances in Science and Technology* 61 (2008), S. 192–201
- [109] MATYSEK, M.; LOTZ, P.; SCHLAAK, H. F.: Lifetime investigation of dielectric elastomer stack actuators. In: *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* 18 (2011), Nr. 1, S. 89–96

- [110] RUSTIGHI, E.; MACE, B. R.; BRENNAN, M. J.: A shape memory alloy adaptive tuned vibration absorber: design and implementation. In: *Smart Materials and Structures* 14 (2005), Nr. 1, S. 19–28
- [111] HAM, R.; SUGAR, T.; VANDERBORGHT, B.; HOLLANDER, K.; LEFEBER, D.: Compliant actuator designs. In: *Robotics Automation Magazine, IEEE* 16 (2009), September, Nr. 3, S. 81–94
- [112] MAYER, D.; HEROLD, S.; PFEIFFER, T.; PÖLLMANN, J.; RÖGLIN, T.; RUE, G.J. de: Development and realization of distributed and adaptive vibration neutralizers. In: *International Conference on Noise and Vibration Engineering (ISMA)*, 2012, S. 505
- [113] JENDRITZA, D. J.: *Technischer Einsatz neuer Aktoren*. 1. Auflage. Renningen-Malmsheim : Expert-Verlag, 1995
- [114] ALUJEVIC, N.; TOMAC, I.; GARDONIO, P.: Tuneable vibration absorber using acceleration and displacement feedback. In: *Journal of Sound and Vibration* 331 (2012), S. 2713–2728
- [115] HOANG, N.; ZHANG, N.; DU, H.: A dual adaptive tunable vibration absorber using MREs for vehicle powertrain vibration control. In: *Proc. SPIE* 7643 (2010)
- [116] LIAO, G. J.; GONG, X. L.; KANG, C. J.; XUAN, S. H.: The design of an active-adaptive tuned vibration absorber based on magnetorheological elastomer and its vibration attenuation performance. In: *Smart Materials and Structures* 20 (2011), Nr. 7, S. 075015
- [117] ZHU, J.; CAI, S.; SUO, Z.: Resonant behavior of a membrane of a dielectric elastomer. In: *International Journal of Solids and Structures* 47 (2010), Nr. 24, S. 3254–3262
- [118] SARBAN, R.; JONES, R. W.; MACE, B.; RUSTIGHI, E.: Active vibration control of periodic disturbances using a DEAP damper. In: *Konferenzband: SPIE* 7642 (2010), Nr. 1, S. 76422Q–12
- [119] KARSTEN, R.; LOTZ, P.; SCHLAAK, H. F.: Active suspension with multilayer dielectric elastomer actuator. In: *Konferenzband: SPIE* 7976 (2012), Nr. 1, S. 79762M
- [120] FLASCHENTRÄGER, D.; THIEL, J.; RAUSCH, J.; ATZRODT, H.; HEROLD, S.; MELZ, T.; WERTHSCHÜTZKY, R.; HANSELKA, H.: Implementation and characterisation of the dynamic behaviour of a three-dimensional truss structure for evaluating smart devices. In: *International Conference on Noise and Vibration Engineering (ISMA)*, 2010, S. 547
- [121] HEROLD, S.; KAAL, W.; MELZ, T.: Novel dielectric stack actuators for dynamic applications. In: *SMASIS Conference on Smart Materials, Adaptive Structures and Intelligent Systems* ASME, 2012, S. 8217
- [122] KAAL, W.; HEROLD, S.; MAYER, D.; MILLITZER, J.: Aktive Vibrationskontrolle einer Leichtbaustruktur mit EAP-Aktorik. In: *Tagungsband: VDI Fachtagung Mechatronik Aachen* (2013), Nr. 1

- [123] LAU, G.-K.; CHUA, S.-L.; SHIAU, L.-L.; TAN, A. W. Y.: Self-clearing dielectric elastomer actuators using charcoal-powder electrodes. In: *Konferenzband: SPIE* 8340 (2012), Nr. 1
- [124] STOYANOV, H.; BROCHU, P.; NIU, X.; LAI, C.; YUN, S.; PEI, Q.: Long lifetime, fault-tolerant freestanding actuators based on a silicone dielectric elastomer and self-clearing carbon nanotube compliant electrodes. In: *RSC Adv* 3 (2013), Nr. 7, S. 2272–2278
- [125] STOYANOV, H.; BROCHU, P.; NIU, X.; LAI, C.; YUN, S.; PEI, Q.: Long lifetime, fault-tolerant freestanding actuators based on a silicone dielectric elastomer and self-clearing carbon nanotube compliant electrodes. In: *RSC Advances* 3 (2013), Nr. 7, S. 2272–2278
- [126] JUNG, K.; KIM, K. J.; CHOI, H. R.: A self-sensing dielectric elastomer actuator. In: *Sensors and Actuators A: Physical* 143 (2008), Nr. 2, S. 343–351
- [127] GOULBOURNE, N. C.; MOCKENSTURM, E. M.; FRECKER, M. I.: Electro-elastomers: Large deformation analysis of silicone membranes. In: *International Journal of Solids and Structures* 44 (2007), Nr. 9, S. 2609–2626

Betreute studentische Arbeiten zu DE

- [S1] STEINHAGEN, G.; beteiligt: KAAL, W., HANSELKA, H.: *Einsatz von elektroaktiven Elastomeren in der aktiven Strukturregelung*. Diplomarbeit, Technische Universität Carolo Wilhelmina zu Braunschweig, 2010.
- [S2] FABER, J.; beteiligt: KAAL, W., HEROLD, S., HANSELKA, H.: *Anwendung elektroaktiver Elastomere in der aktiven Strukturregelung*. Bachelorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2010.
- [S3] POINTNER, T.; beteiligt: GIOUSOUF, M.; KAAL, W.; MELZ, T.: *Untersuchungen zu Pneumatikventilen mit dielektrischen Elastomeraktuatoren*. Diplomarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2012.
- [S4] BROZE, P.; beteiligt: KAAL, W., MELZ, T.: *Entwicklung und Realisierung dünner Elastomer-Stapelaktoren für akustische und haptische Anwendungen*. Bachelorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2012.
- [S5] DÖRING, H.C.; beteiligt: KAAL, W.; BREDÄ, S.; MELZ, T.: *Entwicklung eines automatisierten Verfahrens zur Charakterisierung von DE-Stapelaktoren*. Bachelorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2013.
- [S6] BRAUN, M.; beteiligt: KAAL, W.: *Entwicklung einer einstellbaren Steifigkeit auf Basis eines dielektrischen Elastomer-Stapelwandlers*. Bachelorarbeit, Hochschule Darmstadt, 2013.

Anhang A

Messungen an Silikonfolien von Wacker

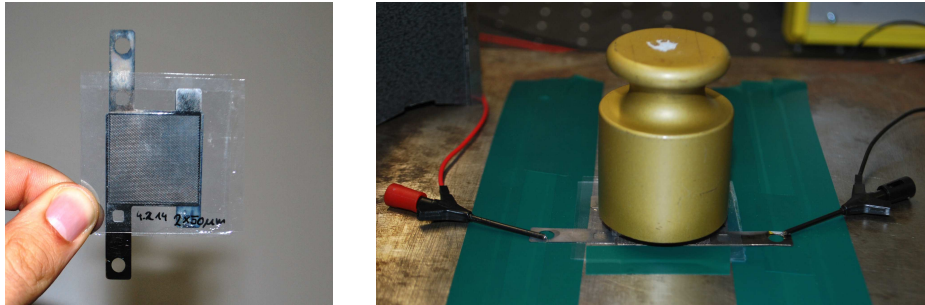


Abbildung A.1: Messungen an Zweischichtaktoren mit ELASTOSIL®-Folien

Zur vertieften Verifikation der numerischen Ergebnisse wurden präzise Verformungsmessungen an Zweischichtaktoren aus Silikon durchgeführt. Dafür wurden ELASTOSIL®-Filme von Wacker verwendet, die erst 2013 speziell für den Bau von DE-Wandlern entwickelt wurden und in Schichtdicken bis zu $20\mu\text{m}$ hergestellt werden können. Sie weisen die für Silikone typische Permittivität von 2,8 auf und zeichnen sich durch eine niedrige Steifigkeit aus, die für kleine Verformungen einem E-Modul von $0,875\text{ MPa}$ entspricht. Aufgrund ihrer hohen Durchschlagfestigkeit von $80\text{--}100\text{ V}/\mu\text{m}$ sind damit große aktorische Verformungen möglich. Aus diesen Folien mit $50\mu\text{m}$ Schichtdicke wurden mit zwei unterschiedlichen elektrogeformten Elektrodentypen zwei zweischichtige Aktoren aufgebaut und vermessen (Abbildung A.1). In beiden Fällen wurde zum einen die Kapazität bestimmt¹ und zum anderen die Verformung bei harmonischer Anregung ermittelt. Dazu wurden die Aktoren mit einer Masse belastet und deren Auslenkung mit einem hochauflösenden Laservibrometer gemessen². Die Anregungsfrequenz wurde dabei so gewählt, dass sie weit genug von der Resonanzfrequenz entfernt ist, um dynamische Effekte auszuschließen ($f_{\text{Anr}}/f_0 > 10$) und die Signale 50 Mal im Zeitbereich zur Rauschunterdrückung gemittelt. Die relevanten Parameter der beiden Messungskonfigurationen sind in Tabelle A.1 zusammengefasst. Abbildung A.2 zeigt die zugehörigen Zeitdaten.

In einem halbautomatisierten Verfahren wurden anschließend die Messungen ausgewertet und mit den Simulationsergebnisse aus Kapitel 5 verglichen. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen A.3 und A.4 auf den nächsten beiden Seiten dargestellt. In der oberen Zeile sind

¹Analog zu den Messungen in Kapitel 4.4.2 mit Wechselspannungsbrücke bei 1 kHz und 1 V .

²Faseroptisches Vibrometer OFV-551/552 von Polytec, Wegdecoder mit $1\mu\text{m}/\text{V}$.

jeweils die Kapazitätsmessungen und die zugehörigen Simulationen und in der unteren die aktorischen Messungen und die zugehörigen Simulationen dargestellt. Die beiden linken Graphen zeigen jeweils die Simulationsergebnisse des 3D-Modells für maximalen und minimalen Elektrodenversatz und geben die Lage der Messparameter im entsprechenden Parameterfeld wieder. Ausgehend von diesen Simulationswerten und den in Tabelle A.1 aufgeführten Aktorparametern werden die theoretischen Aktorkenngrößen gemäß den Formeln 4.29 und 4.30 berechnet und in der rechten Graphik den Messergebnissen gegenübergestellt. Bei den Kapazitätsberechnungen wird zusätzlich sowohl die Kapazität für vollflächige Elektroden $C_{\text{Ges.fl.}}$ und die Kapazität unter Annahme reiner Flächenproportionalität $C_{\text{Elektr.fl.}} = (1 - \phi) C_{\text{Ges.fl.}}$ dargestellt.

Die Ergebnisse der Wegmessungen zeigen eine sehr hohe Übereinstimmung der experimentellen Daten mit den Simulationswerten und bestätigen damit die Gültigkeit der Berechnungsmodelle. In beiden Fällen liegen die Messergebnisse innerhalb des Korridors, der von den berechneten Werten für minimalen und maximalen Elektrodenversatz aufgespannt wird. Bei den Kapazitätsmessungen liegt der Messwert für Konfiguration A ebenfalls innerhalb dieses Bereichs, für Konfiguration B jedoch außerhalb des Bereichs. Eine genaue Erklärung dieses Effekts bedarf weiterer Untersuchungen.

Parameter	Konfiguration A	Konfiguration B
Masse m	500 g	500 g
Schichtanzahl n	2	2
Schichtdicke h	50 μm	50 μm
Lochabstand a	475 μm	120 μm
Lochdurchmesser d	400 μm	90 μm
Freiflächenverhältnis ϕ	0,64	0,51
Höhenverhältnis λ	0,20	0,79
Elektrodenfläche A	29×29 mm ²	49×49 mm ²
Kapazität (gemessen) C	336 pF	1300 pF
Anregungsfrequenz f_{Anr}	28 Hz	28 Hz

Tabelle A.1: Messparameter für Verformungsmessungen

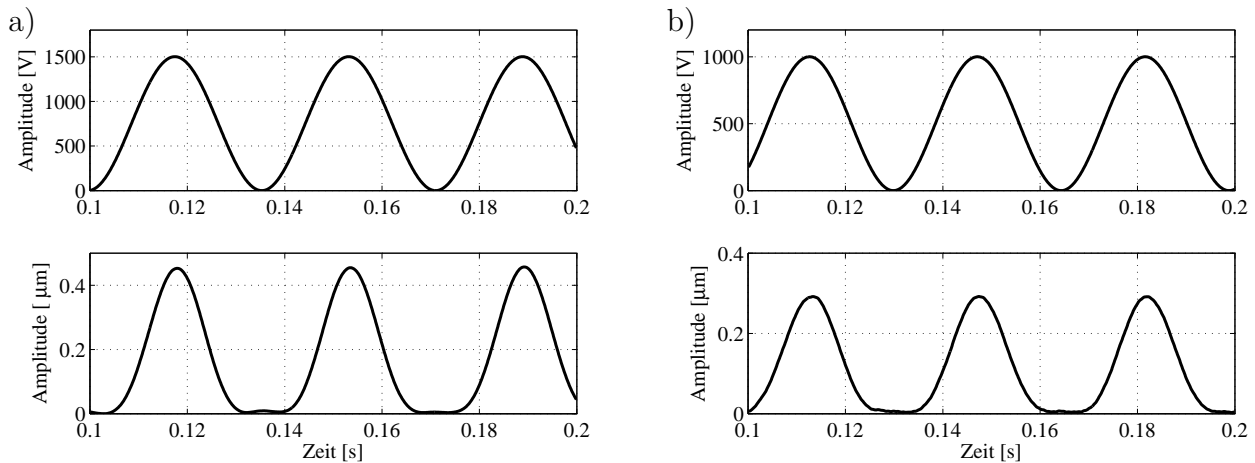


Abbildung A.2: Messung der quasistatischen Auslenkung mit Silikonfolien von Wacker

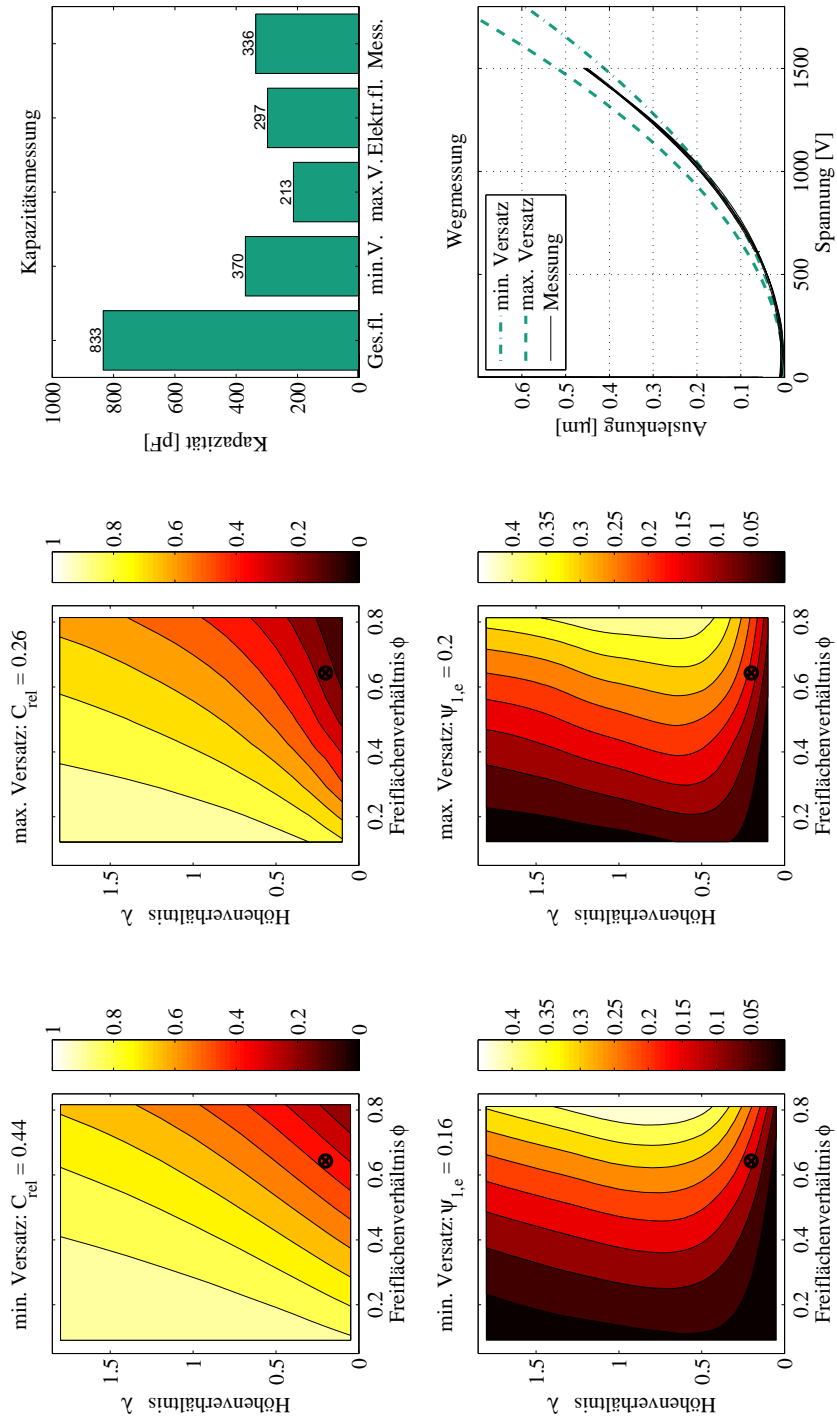


Abbildung A.3: Auswertung der Ergebnisse der Konfiguration A

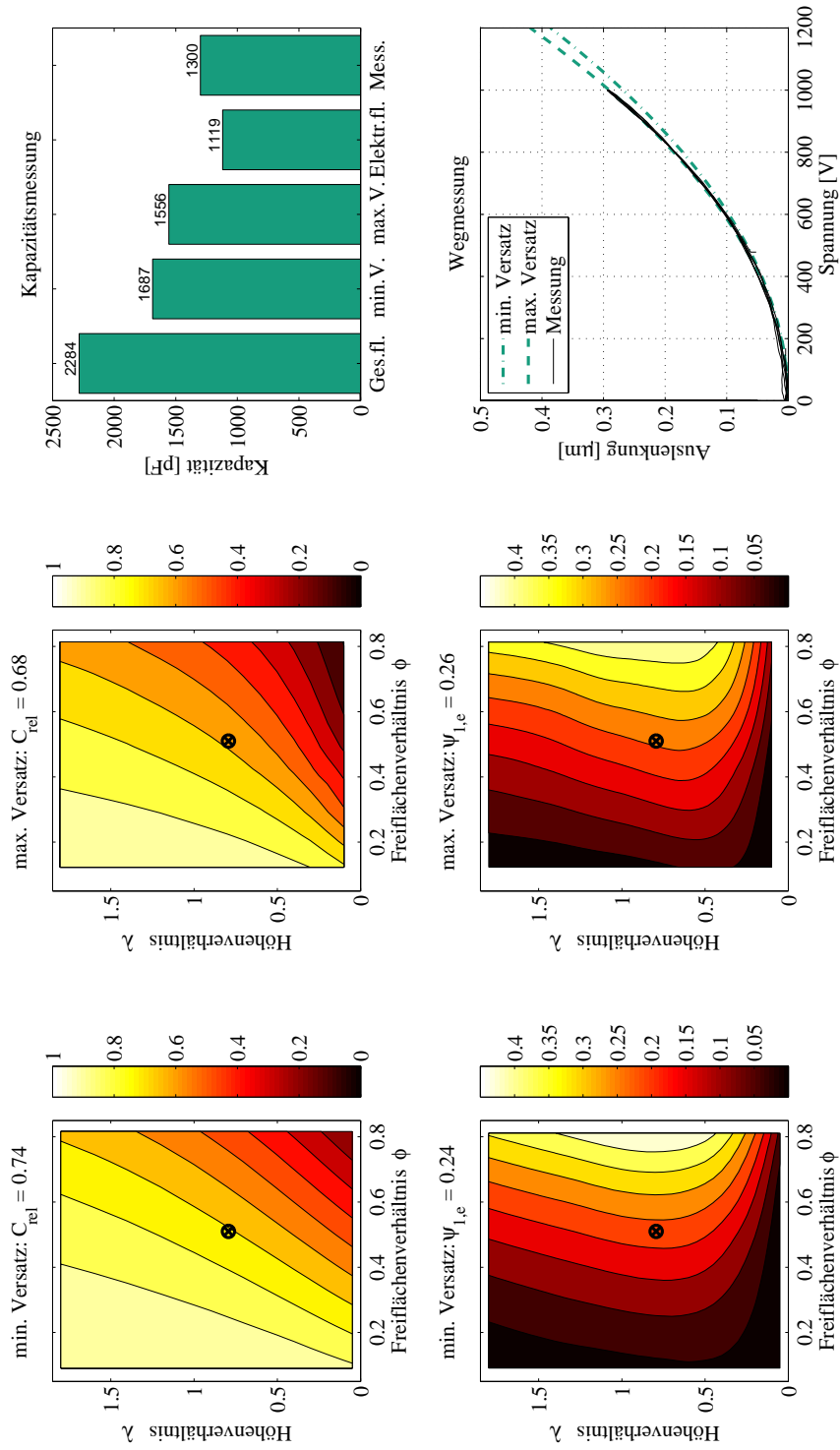


Abbildung A.4: Auswertung der Ergebnisse der Konfiguration B

Anhang B

Bestimmung des Parallelwiderstands eines DE-Aktors

Die in Kapitel 5.3.2 entwickelte Messanordnung (Abbildung B.1) dient zur Bestimmung des Parallelwiderstands eines DE-Aktors bei hohen Spannungen. An dieser Stelle werden die dafür notwendigen Gleichungen hergeleitet und eine analytische Beschreibung des Systems vorgestellt.

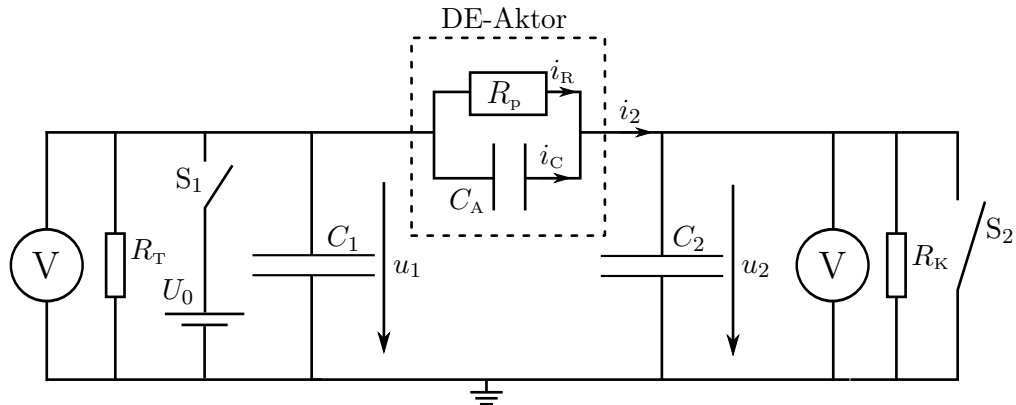


Abbildung B.1: Messaufbau zur Bestimmung der Durchgangswiderstands

Der Strom i_2 bewirkt die Aufladung der Kapazität C_2 und ergibt sich aus der Summe des kapazitiven und des resistiven Anteils des Stromflusses durch den DE-Aktor:

$$i_2 = i_R + i_C \quad (\text{B.1})$$

$$= \frac{1}{R_p} u_A + C_A \dot{u}_A . \quad (\text{B.2})$$

Da die Kapazität des Aktors C_A zu Beginn positiv geladen ist und sich im Verlauf des Versuchs entlädt, ist \dot{u}_A und damit i_C immer negativ; i_R ist jedoch positiv, solange U_1 größer als U_2 ist. Daher kann i_2 je nach Verhältnis der Beträge von i_R und i_C positiv oder negativ sein, die Kapazität C_2 im Laufe des Versuchs also positiv oder negativ geladen werden. Für i_2 gilt unter Berücksichtigung des Innenwiderstands am Spannungsmessgerät

$$i_2 = C_2 \dot{u}_2 + \frac{1}{R_K} u_2 . \quad (\text{B.3})$$

Aus diesen beiden Gleichungen ergibt sich die Gleichung zur Bestimmung des spannungsabhängigen Widerstands R_p durch Messen der zeitlichen Verläufe der Spannungen u_1 und u_2 (vgl. Gleichung 5.3):

$$R_p(t) = \frac{u_2(t) - u_1(t)}{C_2 \dot{u}_2(t) + \frac{1}{R_K} u_2(t) - C_A (\dot{u}_2(t) - \dot{u}_1(t))} \quad (\text{B.4})$$

$$u_A(t) = u_2(t) - u_1(t) \quad (\text{B.5})$$

Um trotz rauschbehafteter Signale und unvermeidbarer Messungenauigkeiten eine möglichst präzise Berechnung des Widerstands zu ermöglichen, sollte i_R möglichst groß im Vergleich zu i_C sein. Zur Auslegung der dafür notwendigen Prüfstandsparameter C_1 und C_2 sowie R_T ist eine analytische Beschreibung des Systems hilfreich.

Der Messaufbau lässt sich analytisch unter Anwendung der Kirchhoffschen Regeln über das lineare Differentialgleichungssystem in B.6 beschreiben.

$$\begin{bmatrix} C_1 & C_2 \\ C_A & -(C_A + C_2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u}_1 \\ \dot{u}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{R_T} & \frac{1}{R_K} \\ -\frac{1}{R_p} & \frac{1}{R_p} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix} \quad (\text{B.6})$$

Die Spannungs-Zeit-Verläufe $u_1(t)$ und $u_2(t)$ lassen sich durch Lösen der Differentialgleichung mit der Anfangsbedingung

$$\begin{bmatrix} u_1(0) \\ u_2(0) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} U_0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{B.7})$$

ermitteln. Da der Innenwiderstand des hochohmigen Spannungsmessgerätes sehr groß ist, gilt $R_K \gg R_p, R_T$ und die Gleichung kann vereinfacht und in Normalform wie folgt dargestellt werden:

$$\begin{bmatrix} \dot{u}_1 \\ \dot{u}_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{C_1 C_2 + C_1 C_A + C_2 C_A} \begin{bmatrix} -\frac{C_2 + C_A}{R_T} - \frac{C_2}{R_p} & \frac{C_2}{R_p} \\ \frac{C_1}{R_p} - \frac{C_A}{R_T} & \frac{C_1}{R_p} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix}. \quad (\text{B.8})$$

Die Lösung dieser Gleichung kann analytisch wie folgt angegeben werden:

$$\begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_1 \\ A_2 \end{bmatrix} e^{\lambda_1 t} + \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} e^{\lambda_2 t} \quad (\text{B.9})$$

wobei A_1, A_2, B_1 und B_2 sowie λ_1 und λ_2 komplexe Ausdrücke der Parameter C_1, C_2, C_A, R_T und R_p sind, die hier aus Platzgründen nicht angegeben werden sollen.

Maximiert werden sollte aus messtechnischer Sicht das Verhältnis zwischen i_R und i_C :

$$\frac{i_R}{i_C} = \frac{1}{C_A R_p} \left(\frac{u_1 - u_2}{\dot{u}_2 - \dot{u}_1} \right) \quad (\text{B.10})$$

Setzt man die analytische Lösung aus Gleichung B.9 ein, folgt nach einiger Umformung für das Verhältnis der Ströme

$$\frac{i_R}{i_C} = \frac{1 + \frac{C_1}{C_2} + \frac{C_1}{C_A}}{1 + \frac{C_1}{C_2} + \frac{R_p}{R_T}}. \quad (\text{B.11})$$

Um dieses zu maximieren, sollte R_T also möglichst groß im Vergleich zu R_p sein und gleichzeitig C_1 groß gegenüber C_A sein. Insgesamt kann von einer guten messtechnischen Konfiguration gesprochen werden, wenn das Stromverhältnis i_R/i_C größer als 1 ist, die Spannung an der Kapazität C_2 also nach Versuchsbeginn steigt und nicht sinkt. Abbildung B.2 zeigt den typischen Spannungs-Zeit-Verlauf der Entlademessungen, einmal für einen positiven und einmal für einen negativen Ladestrom an C_2 . Im Fall a) ist $i_R/i_C = 1,82$, im Fall b) ist $i_R/i_C = 0,43$.

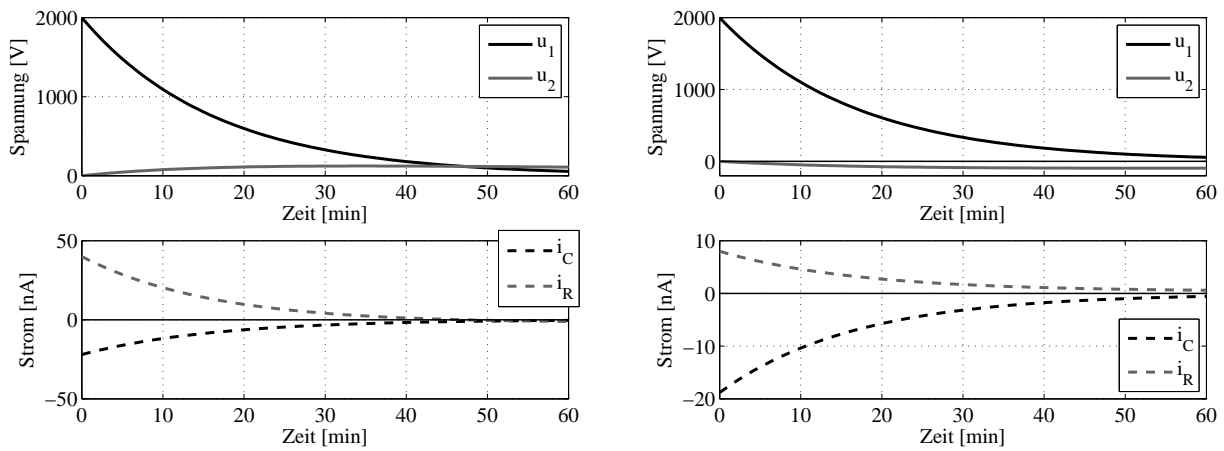


Abbildung B.2: Typische Spannungs-Zeit-Verläufe für Entladeversuch mit $U_0 = 2000 \text{ V}$, $C_1 = 1 \mu\text{F}$, $C_2 = 0,1 \mu\text{F}$, $C_A = 10 \text{ nF}$, $R_T = 1 \text{ G}\Omega$, a) $R_p = 50 \text{ G}\Omega$ b) $R_p = 250 \text{ G}\Omega$

Lebenslauf

Der Lebenslauf ist in der Online-Version aus Gründen des Datenschutzes nicht enthalten.

Erklärung

Hiermit erkläre ich, dass ich die vorliegende Arbeit, abgesehen von den in ihr ausdrücklich genannten Hilfen, selbständig verfasst habe.

Datum, Unterschrift